

**Einfluss thermischer Betriebsbelastungen  
auf die Sicherheit  
von Typ-III-Druckgasbehältern**

**Dissertation  
zur Erlangung eines Doktorgrades  
(Dr.-Ing.)**

in der  
**Fakultät für Maschinenbau und Sicherheitstechnik**  
der  
**Bergischen Universität Wuppertal**

vorgelegt von  
**Thorsten Schönfelder**  
aus Berlin

Wuppertal 2017

Die Dissertation kann wie folgt zitiert werden:

urn:nbn:de:hbz:468-20171108-090008-4

[<http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn=urn%3Anbn%3Ade%3Ahbz%3A468-20171108-090008-4>]

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter in dem Fachbereich 3.2 Gefahrguttanks und Unfallmechanik der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM).

Zunächst möchte ich meiner Doktormutter Frau Univ.-Prof. Dr.-Ing. F. Deuerler für die Betreuung und Unterstützung während dieser Arbeit und für die Übernahme des ersten Gutachtens bedanken.

Ebenso danke ich Herrn Dr. G. W. Mair für seine Unterstützung und den fachlichen Rat, der sehr zum Gelingen dieser Arbeit beitrug.

Ich danke Herrn Dr. B. Becker, der mich mit Ratschlägen und zahlreichen fachlichen Diskussionen unterstützte.

Weiterhin bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. F. Otremba für die stete Unterstützung sowie den vielen wertvollen Hinweisen, die zur Abrundung der Arbeit sehr hilfreich waren.

Mein herzlicher Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. S. Bracke für die Übernahme des Vorsitzes im Promotionsausschuss sowie Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. U. Barth und Herrn Univ.-Prof. Dr. R. Goertz für das Interesse an dieser Arbeit und die Durchführung der Gutachtertätigkeit.

Ebenfalls möchte ich allen Kollegen und Mitarbeitern der BAM, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, meinen besonderen Dank aussprechen. Gerade bei den durchgeführten Versuchen waren es die Mitarbeiter, die mit viel Einsatz mir zur Seite gestanden haben. Erst so konnte die Durchführung der zahlreichen Temperaturversuche in so kurzer Zeit realisiert werden. An dieser Stelle sei auch den Diplomanden und studentischen Hilfskräften gedankt, die Beiträge zur Erstellung dieser Arbeit geliefert haben.

Nicht zuletzt möchte ich der Berliner Feuerwehr und den Mitarbeitern der Serviceeinheit Fahrzeuge und Geräte für die Unterstützung mit Atemluftflaschen und dem notwendigen Zubehör danken.

## **Abstract**

The application range of the particularly light pressure cylinders made of fiber composite material is continuously expanding. The result is that the thermally permissible operating limits of these cylinders are fully exploited or even partly exceeded. Thus, for example the breathing air cylinder used by fire fighters is exposed to such high ambient temperatures that the upper temperature of the applied test of 65 °C is exceeded for up to 185 °C.

This thesis analyzes and assesses the effects of these increased thermal operating loads on the type III breathing air cylinder. This type of cylinder consists of an inner cylinder made of aluminum, enclosed by fiber composite material.

By analyzing the thermal operating loads in selected application areas and by experimental temperature tests on sample cylinders it could be shown that the analyzed breathing air cylinder during firefighting is heated locally above the tested approval temperature range. The glass transition range of the fiber composite material is exceeded partially by up to 95 °C. In order to assess the real safety of the breathing air cylinder, an analytical composite-hybrid cylinder model has been developed which calculates the stresses using validated material temperature gradients. With the integration of theoretical concepts as regards various damages a thermal degradation which has not been sufficient acclaimed yet could be included in the calculations. The safety assessment is based on the comparison of the stresses from the real operating loads and the evaluated approval criterias. In addition, a total of 90 firefighting breathing air cylinders which have become obsolete and thus taken out of service, were destructively tested to obtain more precise knowledge about the safety status at the end of life. The tests were also used to validate the damage approaches.

Based on the example of the analyzed sample of a breathing air cylinder the results of this thesis show that the safety of this sample at the end of life is still sufficient. However, an increased reduction in strength was observed at some specimens of this highly overdimensioned design type. If breathing air cylinders are optimized to the required standards, i.e. being less overdimensioned, a more detailed attention must be focused on the thermally induced loss of safety.

## Kurzfassung

Das Einsatzspektrum von den besonders leichten Druckbehältern aus Faserverbundwerkstoffen erweitert sich kontinuierlich. Dies führt dazu, dass mit der erweiterten Verwendung auch die thermisch zulässigen Einsatzgrenzen dieser Behälter ausgeschöpft und sogar teilweise überschritten werden. So können bspw. Atemluftflaschen im Brandeinsatz der Feuerwehr an der Behälteroberfläche derart hohen Umgebungstemperaturen ausgesetzt werden, dass die zulässige Höchsttemperatur von 65 °C um bis zu 185 °C überschritten wird.

Diese Arbeit untersucht und bewertet die Auswirkungen dieser erhöhten thermischen Betriebslasten auf die Typ-III-Atemluftflasche. Dieser Behältertyp besteht aus einem Innenbehälter aus Aluminium, der von einem Faserverbundwerkstoff umschlossen ist.

Durch Analyse der thermischen Betriebslasten in ausgewählten Anwendungsbereichen und durch experimentelle Temperaturversuche an Probebehältern konnte gezeigt werden, dass bei der Brandbekämpfung die untersuchten Atemluftflaschen lokal über das in der Zulassung abgeprüfte Temperaturspektrum erhitzt werden. Der Glasübergangsbereich des Faserverbundwerkstoffs wird partiell um bis zu 95 °C überschritten. Um die reale Sicherheit der Atemluftflasche bewerten zu können, wurde ein analytisches Hybridbehältermodell entwickelt, das die Beanspruchungen mit validierten Materialtemperaturverläufen berechnet. Mit der Einbindung von Schädigungsansätzen konnte ein bisher nicht hinreichend beachtetes thermisches Degradationsverhalten in den Berechnungen berücksichtigt werden. Die sicherheitstechnische Bewertung basierte auf der Gegenüberstellung der Beanspruchungen aus den realen Betriebsbelastungen und abzurufenden Zulassungskriterien. Zudem wurden insgesamt 90 altersbedingt ausgesonderte Feuerwehr-Atemluftflaschen zerstörend geprüft, um nähere Erkenntnisse über den Sicherheitszustand am Ende der Lebenszeit zu erhalten. Die Versuche wurden ebenfalls zur Validierung der Schädigungsansätze genutzt.

Als Ergebnis der Arbeit wird am Beispiel des untersuchten Baumusters gezeigt, dass die Sicherheit dieser Atemluftflasche am Lebensende noch hinreichend ist. Jedoch konnte an einigen Exemplaren dieses großzügig dimensionierten Baumusters eine erhöhte Abnahme der Festigkeit festgestellt werden. Sollten Atemluftflaschen auf die vorgeschriebenen Normanforderungen optimiert werden, d.h. weniger überdimensioniert sein, wäre dem thermisch bedingten Sicherheitsverlust eine erheblich detailliertere Aufmerksamkeit zu widmen.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Nomenklaturverzeichnis .....</b>	<b>vii</b>
<b>1 Einleitung .....</b>	<b>1</b>
1.1 Problemstellung und Zielsetzung .....	2
1.2 Methodik und Gliederung der Arbeit .....	3
<b>2 Stand der Technik.....</b>	<b>6</b>
2.1 Zulassungsvoraussetzungen von Hybridbehältern.....	6
2.2 Entwicklung und mechanische Eigenschaften von Hybriddruckbehältern .....	19
2.3 Thermische Eigenschaften von Hybridbehältern.....	22
2.4 Modellbildung eines Hybridbehälters .....	25
2.5 Erkenntnisse zum Stand der Technik.....	32
<b>3 Betriebsbelastungen von Typ-III-Hybridbehältern.....</b>	<b>35</b>
3.1 Analyse ausgewählter Anwendungsbereiche.....	36
3.1.1 Gastransport Landverkehr .....	36
3.1.2 Automotivbereich mit Wasserstoffantrieb (gasförmig) .....	37
3.1.3 Atemluftflasche .....	38
3.1.4 Füll- und Entleerungsvorgänge.....	43
3.2 Materialtemperaturen der Atemluftflasche .....	48
3.2.1 Vorüberlegungen .....	50
3.2.2 Analytisches Rechenmodell.....	53
3.2.3 Rechenergebnisse und Validierung .....	55
3.3 Belastungsprofile .....	61
<b>4 Versuche an Typ-III Prüfmustern und Materialproben .....</b>	<b>65</b>
4.1 Dynamisch-mechanische Thermo-Analyse .....	66
4.2 Eigenspannungszustand.....	67
4.3 Berst- und Lastwechselsversuche .....	69
<b>5 Modellierung des Hybrid-Modellbehälters .....</b>	<b>73</b>
5.1 Grundlagen und Elastizitätsgesetz.....	74
5.2 Betriebs- und Fertigungsbeanspruchungen .....	82
5.3 Thermische Schädigungsansätze .....	89
5.4 Übersicht der Rechenmodule .....	93
<b>6 Ergebnisse und Diskussion .....</b>	<b>96</b>

6.1	Auswirkungen thermischer Betriebsbelastungen .....	96
6.2	Betriebsbelastungen vs. Zulassungsprüfungen.....	103
6.3	Beanspruchungsanalysen.....	106
6.3.1	Statisches Belastungsverhalten .....	106
6.3.2	Zyklisches Belastungsverhalten.....	109
6.3.3	Kurzzeitbelastungen .....	113
6.4	Grenzwertanalysen.....	122
6.4.1	Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche .....	122
6.4.2	Betriebsfestigkeitsanalyse .....	124
6.5	Sicherheitstechnische Bewertung .....	130
6.5.1	Bewertungsgrundlage.....	130
6.5.2	Thermische Betriebsbelastungen von Typ-III-Hybridbehältern.....	132
6.5.3	Thermisches Beanspruchungsverhalten des Typ-III-Hybridbehälters .....	135
6.5.4	Normative Prüfkriterien .....	137
6.5.5	Präventive Maßnahmen.....	139
<b>7</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>140</b>
<b>Anhang A</b>	<b>Thermisches Belastungsprofil für den Feuerwehreinsatz.....</b>	<b>143</b>
<b>Anhang B</b>	<b>Kenndaten, Typ-III Atemluftflasche Berliner Feuerwehr .....</b>	<b>144</b>
<b>Anhang C</b>	<b>Parameterdaten des analytischen Rechenmodells .....</b>	<b>144</b>
<b>Anhang D</b>	<b>Mikromechanische Grundgleichungen .....</b>	<b>145</b>
<b>Anhang E</b>	<b>Analytische Zusammenhänge Wickel- und Temperprozess.....</b>	<b>147</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>150</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>xi</b>
	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>xvi</b>

# Nomenklaturverzeichnis

## Abkürzungen

ADR	Accord européen relatif au transport international des marchandises Dangereuses par Route; Europäisches Übereinkommen über die internationale Beförderung gefährlicher Güter auf der Straße
AGT	Atemschutzgeräteträger
Alu	Aluminium
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung
CLT	Classical Laminate Theory; Klassische Laminattheorie
CT	Computertomographie
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
DMTA	Dynamisch-Mechanische-Thermo-Analyse
DSC	Dynamische Differenzkalorimetrie
EG	Europäische Gemeinschaft
E-Modul	Elastizitätsmodul
Fb	Faserbruch
FEM	Finite-Elemente-Methode
FGV	Fahrzeuggenehmigungsverordnung
FVW	Faserverbundwerkstoff
GFK	Glasfaserverstärkter Kunststoff
GGBefG	Gefahrgutbeförderungsgesetz
GLARE	Glass Laminate Aluminium Reinforced Epoxy
KOS	Koordinatensystem
LBB	Leak-before-break
LW	Lastwechsel
MSV	Mehrschichtverbund
ODV	Verordnung über ortsbewegliche Druckgeräte
PED	Pressure Equipment Directive
ProdSG	Produktsicherheitsgesetz
ProdSV	Verordnung zum Geräte- und Produktsicherheitsgesetz
PSA	Persönliche Schutzausrüstung
RT	Raumtemperatur
StVG	Straßenverkehrsgesetz
TPED	Transportable Pressure Equipment Directive
TT	Tempertemperatur



UD	Unidirektional
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
Zfb	Zwischenfaserbruch

## Lateinische Formelzeichen

$c$	[ J/kgK ]	Wärmekapazität
$d$	[ m ]	Wanddicke
$E$	[ MPa ]	E-Modul
$E'$	[ MPa ]	Speichermodul
$E''$	[ MPa ]	Verlustmodul
$f_{AF}$	[ - ]	Abminderungsfaktor
$G$	[ MPa ]	Schubmodul
$m$	[ MPa ]	Mittelwert
$n$	[ N/m ]	Schichtkraftfluss
$P$	[ % ]	Wahrscheinlichkeit
$p$	[ MPa ]	Behälterdruck
$Q$	[ MPa ]	Koeffizient der Steifigkeitsmatrix
$R$	[ m ]	Radius
$T$	[ °C ]	Temperatur
$t$	[ mm ]	Schichtdicke
$t$	[ s ]	Zeit
$z$	[ m ]	Wandkoordinate
$N$	[ - ]	Lastwechsel

## Griechische Formelzeichen

$\alpha_{Alu}$	[ 1/K ]	Wärmeausdehnungskoeffizient Aluminium
$\alpha_F$	[ 1/K ]	Wärmeausdehnungskoeffizient Kohlenstofffaser
$\alpha_{FVW}$	[ 1/K ]	Wärmeausdehnungskoeffizient der UD-Schicht
$\alpha_{Harz}$	[ 1/K ]	Wärmeausdehnungskoeffizient Harz
$\Delta$	[ - ]	Differenz
$\varepsilon$	[ % ]	Dehnung
$\zeta$	[ W/m <sup>2</sup> K ]	Wärmeübergangskoeffizient
$\lambda$	[ W/mK ]	Wärmeleitfähigkeit
$\nu$	[ - ]	Querkontraktionszahl
$\rho$	[ kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte
$\sigma$	[ MPa ]	Normalspannung
$\varphi$	[ - ]	Faservolumenanteil

$\alpha$	[ - ]	Faserwinkel
$\gamma$	[ % ]	Gleitung
$\tau$	[ MPa ]	Schubspannung
$\psi$	[ % ]	Degradationsstufe

## Indizierungen

### Hochgestellte Indizes

$\wedge$	Kennzeichnung für den Mehrschichtverbund
-	Rechnung im globalen KOS
T	transponiert
$\varepsilon$	Dehnungstransformation
$\sigma$	Spannungstransformation

### Tiefgestellte Indizes

$\parallel, \perp$	(Faserlängs-, Faserquerrichtung)
$\uparrow$	Aufheizvorgang
$\downarrow$	Abkühlvorgang
50%	Mittelwert
AF	Abminderungsfaktor
AG	Ausreißergruppe
Alu	Aluminium
Anf	Anfang
außen	Behälteraußenseite
b	Beginn
Betrieb	Betriebsbedingungen
DMS	Dehnungsmessstreifen
Druck	Behälterdruck
Entl	Entleervorgang
F	Faser
Füll	Füllvorgang
FVW	Faserverbundwerkstoff
G	Glasübergang
Ges	gesamtes Prüflos
Go	oberer Glasübergangsbereich
Gu	unterer Glasübergangsbereich
HG	Hauptgruppe
Hybrid	Hybridverbund
i	Matrixzeile

innen	Behälterinnenseite
j	Matrixspalte
k	Laufvariable für alle Schichten im MSV
Liner	Linerschicht
Max	Maximum
Min	Minimum
pB	Berstdruck
Raum	Raumbedingungen
Red	um 20 °C reduzierte Glasübergangstemperatur
T	Temperatur
ü	Überleben
UD	UD-Schicht
Umg	Umgebung
vor	Faservorspannung
WiTemp	Wickel- und Temperprozess

## **Koordinatensysteme (KOS)**

Globales Koordinatensystem des Behälters

(x,φ,z) (Längs-, Umfangsrichtung, Wandstärke)

Lokales Koordinatensystem der UD-Schicht

(1,2) bzw. (||, ⊥) (Faserlängs-, Faserquerrichtung)

## **Matrizen / Vektoren**

[A]	Steifigkeitsmatrix des Mehrschichtverbundes
[C]	Steifigkeitsmatrix
[Q]	Reduzierte Steifigkeitsmatrix
[S]	Nachgiebigkeitsmatrix
[T( )]	Transformationsmatrix
{n}	Schichtkraftflussvektor
{ε}	Verzerrungsvektor

# 1 Einleitung

Druckbehälter dienen dem Transport und der Lagerung von Gasen. Dabei ist es mittels Druck möglich, ein Vielfaches der Masse unterschiedlichster Medien Volumen sparend zu speichern. Kontinuierliche Entwicklungsschritte in der Druckbehältertechnologie, ausgehend von rein metallischen Werkstoffen, führten zu leichtbauoptimierten Hybridbehältern. Diese Behältertypen bestehen aus einem Innenbehälter, dem sogenannten „Liner“, aus Metall oder Kunststoff und einer Umwicklung aus einem Faserverbundwerkstoff (FVW). Aufgrund hoher Materialkosten der Faserwerkstoffe finden Hybridbehälter ihre Anwendung zum großen Teil in Bereichen, in denen der Leichtbauaspekt eine entscheidende Rolle spielt. Dies ist bspw. in Alternativkonzepten der Automobilindustrie und im Gefahrguttransport der Fall. Vor allem für den Transport und die Speicherung regenerativer Energien sind leichte Behälter mit hohem Innendruck aus ökonomischen und ökologischen Gründen unumgänglich. Derzeit werden bis zu 75 % der Kosten eines Hybridbehälters durch das kostenintensive Fasermaterial verursacht [1]. Hierbei unterliegt diese Technologie einem ständigen Optimierungsdruck, um einerseits Material- und Herstellungskosten zu reduzieren und andererseits mit notwendigen Betriebsdrucksteigerungen gegenüber anderen Speicher- bzw. Antriebskonzepten konkurrenzfähig zu sein. Diese Thematik des Spar- und Ökoleichtbaus diskutiert auch Wiedemann in [2]. Folglich führten fortdauernde Materialverbesserungen, Fertigungsoptimierungen, aber auch Materialpreisveränderungen im letzten Jahrzehnt zu einer deutlichen Kostenreduzierung in diesem Marktsegment. Das Zentrum Ressourceneffizienz des Vereins Deutscher Ingenieure (VDI) prognostiziert in [3] für ein Kohlenstofffaser-Bauteil bis 2020 eine Kostenreduzierung von bis zu 30 %. Analog sieht die AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V. [4] in diesem Markt ein stabiles und hervorragendes Wachstumspotenzial mit Steigerungsraten bis zu 10 % in den nächsten fünf Jahren.

Die Kostenreduktion hat in den letzten Jahren dazu geführt, dass die Nutzung von Hybridbehältern auch für viele andere Anwendungssparten an Attraktivität gewonnen hat. So hat bspw. die Feuerwehr nach langjähriger Verwendung metallischer Atemluftflaschen den Vorteil dieser gewichtsgünstigen Druckspeicher erkannt und Hybridbehälter des Typs III [5] nahezu flächendeckend als Atemluftflasche eingeführt. Dieser Behältertyp besteht aus einem Innenbehälter aus Aluminium, der von einem Faserverbundwerkstoff umschlossen ist. Wie Schopper-Jochum et al. in [6] und [7] festgestellt haben, ist bei der Feuerwehr der Bedarf an gewichtsreduzierenden und bedarfsoptimierten Ausrüstungsgegenständen von besonderer Bedeutung. Dies rechtfertigt die Anschaffung von Typ-III-Atemluftflaschen aus FVW im Gegensatz zu billigeren Stahlflaschen. Milke

et al. in [8] folgern aus dieser Entwicklung eine Zunahme vielseitiger Einsatzgefahren und somit eine Erhöhung potenzieller Schädigungsrisiken dieser Behältnisse. Diese Entwicklung führt zum Kernpunkt dieser Arbeit. Denn mit dem Einsatz der Hybridbehälter als Feuerwehr-Atemluftflasche hat sich erstmals auch das thermische Belastungsspektrum stark verändert.

## **1.1 Problemstellung und Zielsetzung**

Im Gegensatz zu drucklosen Speichermedien geht von Druckgeräten mit hohem Innendruck ein beachtliches Gefahrenpotenzial aus. Um eine sichere Nutzung der Behälter nachzuweisen, müssen zahlreiche Zulassungsprüfungen durchlaufen werden. Die Prüfkriterien basieren dabei auf standardisierten Berst- und Lastwechseltests. Für den Nachweis einer Wärme- bzw. Kältebeständigkeit werden die Testabläufe mit Extremtemperaturversuchen ergänzt. Für die Zulassung von Typ-III-Atemluftflaschen aus FVW wird derzeit die europäische Norm DIN EN 12245 [9] für ortsbewegliche Druckgeräte aus Verbundwerkstoffen herangezogen. Hier liegt die obere Prüftemperatur bei 65 °C. In einer Studie von Grabski et al. [10] über „Anforderungen und Prüfmethode für die Persönlichen Schutzausrüstungen (PSA) der Feuerwehreinsatzkräfte im Brandeinsatz“ wurde für den Feuerwehreinsatz und Übungsbetrieb ein typisches Belastungsprofil für die Vereinheitlichung von Prüfverfahren und Prüfbedingungen festgelegt. Dabei ist anzunehmen, dass PSA-Komponenten einer Umgebungstemperatur von 130 °C bis 250 °C und einer Expositionszeit von 10 Minuten ausgesetzt sind. Bei diesen zeitlich begrenzten Extrembedingungen ist unklar, welche Temperaturen im Behältermaterial auftreten. Faserverbundwerkstoffe können jedoch durch hohe Temperaturen geschädigt werden, ohne sichtbare Anzeichen zu entwickeln. In der Literatur wird dieses Verhalten als „performance degradation“ bezeichnet. Es besteht also die Gefahr, dass eine thermisch beeinträchtigte Atemluftflasche aufgrund mangelnder Prüfmethode nicht erkannt wird und im Betrieb verbleibt.

In der Literatur gibt es bisher nur wenige Studien über die Auswirkungen thermischer Betriebslasten auf den Typ-III-Hybridbehälter. Es ist weder bekannt, wie sich das Behältermaterial unter überhöhten Betriebstemperaturen bzw. -abläufen erwärmt, noch, welche Folgen daraus abgeleitet werden können. Der thermisch sichere Bereich dieser Behälter ist somit noch nicht einschätzbar. In diesem Kontext stellen sich Fragen nach der Zeitdauer und dem Zeitpunkt einer Materialveränderung oder -schädigung und deren Auswirkung.

Diese Arbeit hat zum Ziel, die Auswirkungen von Betriebstemperaturen auf den Typ-III-Hybridbehälter zu untersuchen und sicherheitstechnisch zu bewerten. Die Erkenntnisse

sollen genutzt werden, um einzuschätzen, ob es notwendig ist, besondere thermische Betriebsbedingungen in den Prüfkriterien normativ zu berücksichtigen.

Um weitreichende Studien an Atemluftflaschen zu gewährleisten, hat sich die Berliner Feuerwehr bereit erklärt, der BAM für den Zeitraum dieser Untersuchungen alle ausgesonderten Typ-III-Atemluftflaschen für Prüfzwecke zur Verfügung zu stellen. Hierzu gehören Atemluftflaschen, die ihre Auslegungslebensdauer erreicht haben, aber auch Exemplare, die aufgrund einer Schädigung dem Betrieb entzogen werden mussten. Somit kann in dieser Arbeit auf einen großen Pool an Probehältern des gleichen Typs zurückgegriffen werden.

## **1.2 Methodik und Gliederung der Arbeit**

Die Methodik dieser Arbeit basiert auf der Verknüpfung zweier interdisziplinärer Themengebiete. Zunächst wird die Fragestellung bearbeitet, welche Materialbelastungen sich im Behältermaterial aus den derzeit zu erwartenden Betriebs- und Prüfbelastungen ergeben. Hieran schließt die Entwicklung einer Methode an, die in der Lage ist, die daraus resultierenden Beanspruchungen in allen Komponenten des Typ-III-Hybridbehälters zu erfassen. Die vorliegende Arbeit ist in sieben Kapitel eingeteilt; dabei gestaltet sich die Vorgehensweise und Gliederung wie folgt:

**Kapitel 2** stellt den Stand der Technik ausgewählter Themenbereiche zusammenfassend dar. Für die Bearbeitung der Problemstellung in dieser Arbeit müssen diverse Disziplinen der Wissenschaft und Technik betrachtet und miteinander verknüpft werden. Einführend werden dem Leser die gesetzlichen Grundlagen für die Zulassung und Prüfung von Typ-III-Hybridbehältern an typischen Anwendungsbeispielen erläutert. Nach einer anschließenden Ausarbeitung der chronologischen Entwicklung im Druckbehälterbau wird der Fokus auf die mechanischen Eigenschaften und Besonderheiten von Hybridbehältern gelenkt. Im Anschluss daran folgt eine detaillierte Beschreibung der thermischen Eigenschaften. Zuletzt werden die Entwicklungsschritte in der Analyse von Druckbehältern beschrieben, und anschließend wird auf neueste Erkenntnisse in der Hybridbehältermodellierung eingegangen. Das Kapitel schließt mit einer Zusammenfassung, beschreibt Forschungsdefizite und leitet Vorgehensweisen für die Durchführung der Arbeit ab.

In **Kapitel 3** erfolgt eine Analyse der Betriebsbelastungen, die in den beschriebenen Anwendungsbereichen zu erwarten sind. Ziel des Kapitels ist es, jedem dieser Bereiche erstmalig ein typisches Belastungsprofil zuzuweisen, in dem der Zusammenhang von Materialtemperatur- und Betriebsdruckverlauf zeitlich miteinander verknüpft wird. In einem ersten Schritt werden dafür die Anwendungsbereiche analysiert und

Umgebungstemperaturen sowie Druckverläufe erfasst. Daraufhin wird ein analytisches Rechenmodell genutzt, um die zeitabhängigen Materialtemperaturen zu berechnen. Die Validierung des Rechenmodells erfolgt an experimentellen Temperaturversuchen an Probebehältern. Das verifizierte Rechenmodell wird in Kapitel 5 als Zusatzmodul in das Hybridbehältermodell eingebunden und generiert eigenständig instationäre Temperatureingangsdaten.

**Kapitel 4** beschreibt die an Prüfmustern und Materialproben durchgeführten Versuche. Aus den Versuchsergebnissen werden im weiteren Verlauf der Arbeit Materialkenndaten berechnet, die dem Hybridbehältermodell in Kapitel 5 als Eingangsdaten zur Verfügung gestellt werden. Um den Schädigungszustand der in fünfzehnjährigem Feuerwehrbetrieb gealterten Atemluftflaschen zu untersuchen, werden die Ergebnisse von 50 Berst- und 40 Lastwechseltests dargestellt und ausgewertet. Es ist das erste Mal, dass eine Typ-III-Atemluftflasche des gleichen Baujahrs und gleichen Herstellers nach einer Betriebszeit von 15 Jahren in diesem Umfang untersucht wird (s. Kapitel 4.3).

**Kapitel 5** beschreibt die Entwicklung eines analytischen Hybridbehältermodells. Ausgehend von einer Darstellung allgemeiner strukturmechanischer Grundelemente werden das Stoffgesetz zur Beschreibung der Werkstoffeigenschaften sowie die Einbindung von Betriebs-, Fertigungs- und Stoffparametern vorgestellt. Anschließend werden zwei Schädigungsansätze entwickelt, die das Materialverhalten bei einer Überschreitung der Glasübergangstemperatur des Harzes simulieren. In einem letzten Schritt erfolgen die Implementierung der Betriebsbelastungen aus Kapitel 3 und die Einbindung einer Festigkeitsanalyse für die Berechnung der Auslastung des Faserverbundwerkstoffs und des Liners. Somit hebt sich das in dieser Arbeit entwickelte Modell von den in der Literatur beschriebenen Modellen deutlich ab, und es ist erstmalig möglich, realitätsnahe Betriebsabläufe eines Hybridbehälters mit einem mathematischen Modell zu bewerten. Im letzten Abschnitt werden die Rechenmodule des Modells zusammenfassend dargestellt.

In **Kapitel 6** werden die Ergebnisse der Arbeit abschnittsweise zusammengefasst und diskutiert. Einführend wird am Beispiel der untersuchten Anwendungsfälle dargestellt, welchen thermischen Betriebsbelastungen ein Typ-III-Hybridbehälter ausgesetzt wird und welche Besonderheiten sich durch die Erweiterung der Anwendungsbereiche ergeben. Darauf folgend werden die Betriebsbelastungen den Zulassungsprüfungen gegenübergestellt und die Zielstellungen der normativen Prüfverfahren bewertet. In einer anschließenden Beanspruchungsanalyse werden die aufgezeigten Betriebs- und Zulassungsbelastungen simuliert und die Auswirkungen auf das statische und zyklische Beanspruchungsverhalten verglichen und bewertet. In einem nachfolgenden Abschnitt erfolgen Grenzwertanalysen, um praxisrelevante Erkenntnisse aus den Analysen und

Versuchen zu gewinnen. Zunächst wird das Erwärmungsverhalten des Probebehälters in Abhängigkeit von der Umgebungstemperatur bewertet. In einem weiteren Schritt erfolgt eine Analyse des statischen und zyklischen Schädigungsverhaltens des Hybridbehälters. Abschließend werden die Ergebnisse in einer sicherheitstechnischen Beurteilung zusammengefasst.

**Kapitel 7** fasst die Ergebnisse dieser Arbeit zusammen und gibt einen Ausblick auf den zukünftigen Forschungsbedarf, der sich aus den dargestellten Sachverhalten ergibt.

Der strukturelle Aufbau dieser Arbeit folgt dem in Abb. 1 dargestellten Schema.

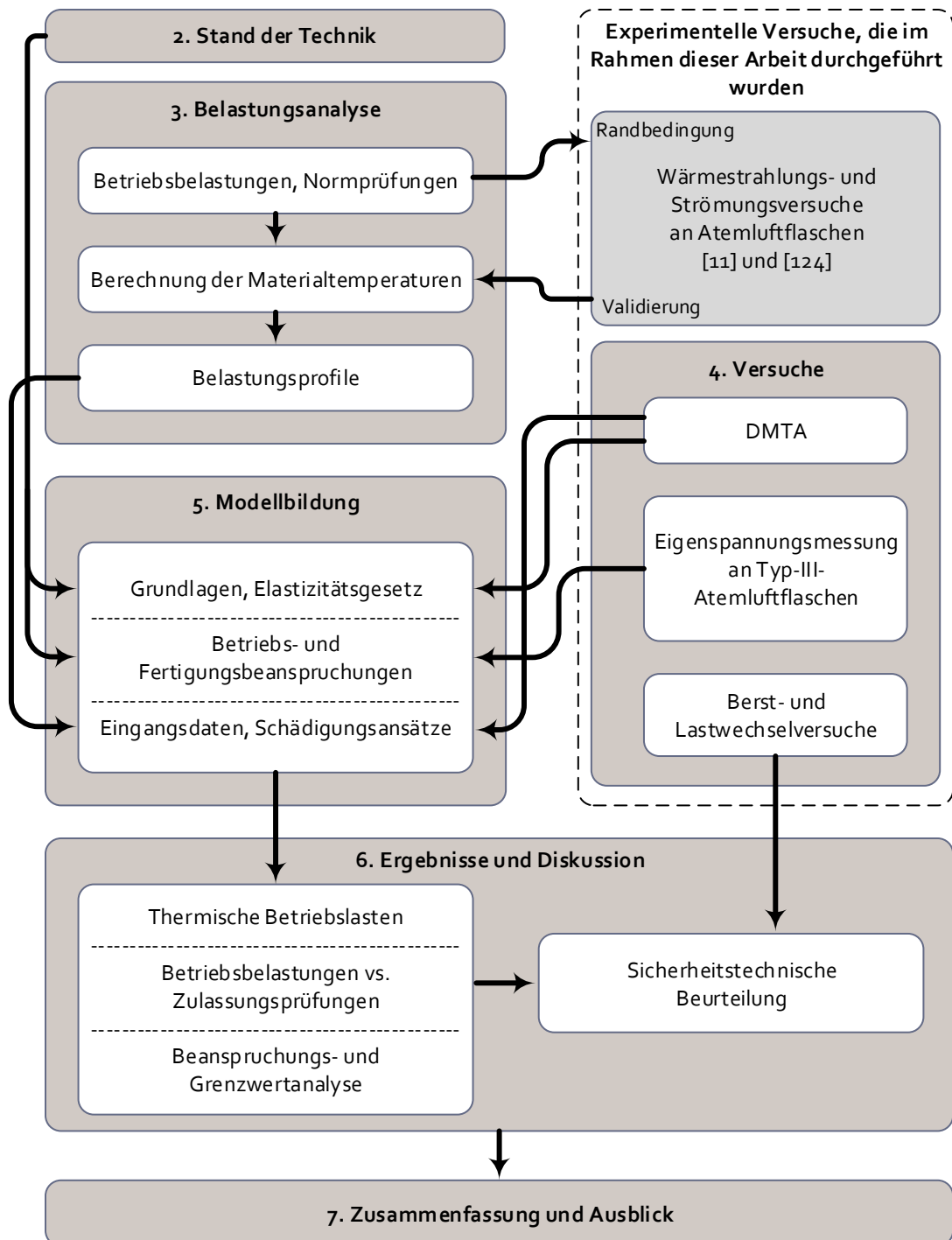


Abbildung 1: Struktur der Arbeit



## 2 Stand der Technik

Die für diese Arbeit formulierte Problemstellung umfasst unterschiedliche Disziplinen aus den Bereichen Sicherheitstechnik, Druckbehältertechnik, Faserverbundwerkstoffe und Hybriddruckbehälter-Modellierung. Zum besseren Verständnis des verwendeten Lösungsweges vermittelt dieses Kapitel dem Leser einen Überblick über den Stand der Technik relevanter Themenkreise und analysiert darüber hinaus die in der Forschung und Technik grundlegenden Sachverhalte. Ergänzend hierzu geben Quellenbezüge an entsprechenden Stellen des Textes Verweise auf einschlägige Literatur.

### 2.1 Zulassungsvoraussetzungen von Hybridbehältern

Die Vielfältigkeit der Anwendungsbereiche von Hybridbehältern zeigt Abb. 2. Sie reichen von der Luft- und Raumfahrt, dem Gastransport (Land-, Schienen- oder Luftverkehr), der Speicherung von Antriebsenergien im Automotivbereich (flüssig oder gasförmig) bis hin zur Nutzung im Sport- und Freizeitbereich (z. B. Paintball oder Skisport).

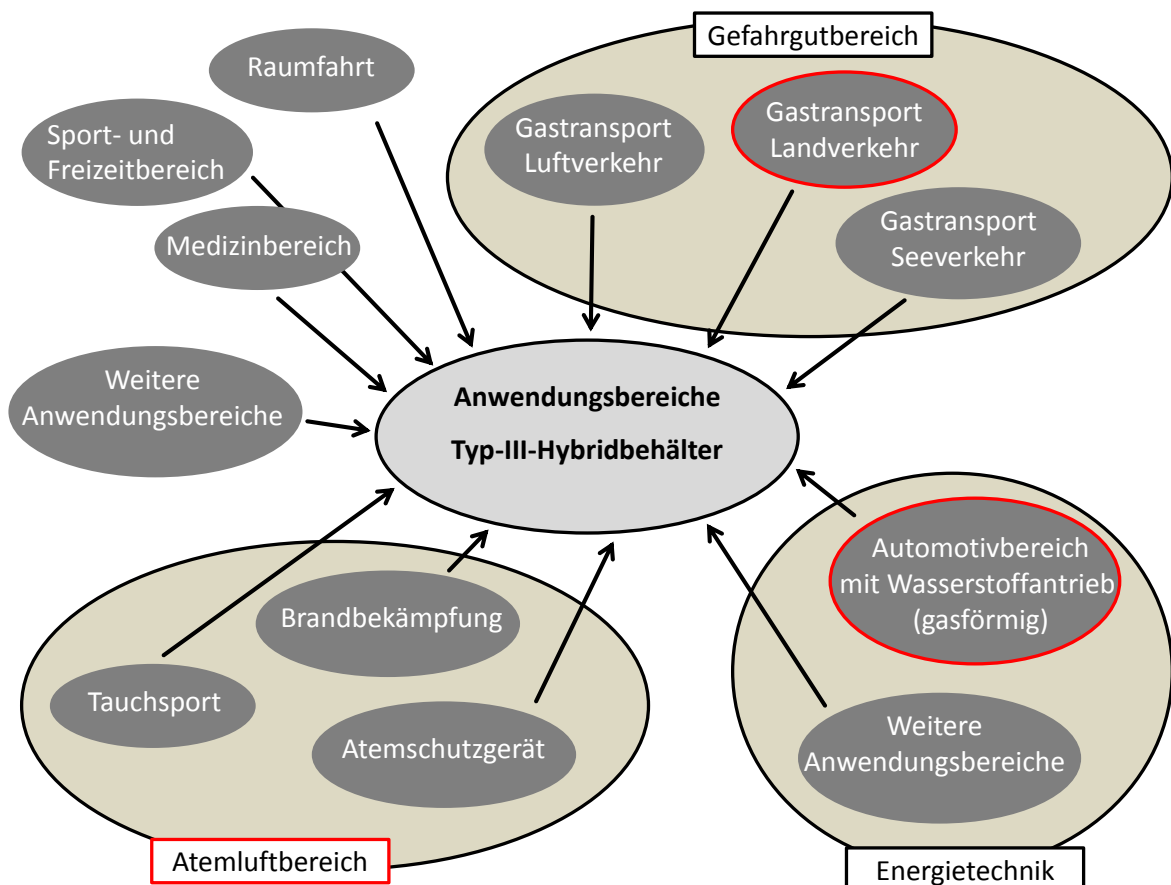


Abb. 2: Anwendungsbereiche von Typ-III-Hybridbehältern

Außer in speziellen Fällen wie bspw. der Raumfahrt gibt es für jeden kommerziellen Anwendungsbereich innerhalb des europäischen Wirtschaftsraums definierte Anforderungen, die an die Druckgeräte und deren Hersteller gestellt werden. Die Beschreibung dieser Anforderungen erfolgt national sowie international durch diverse Richtlinien und Verordnungen. Mit den gesetzlichen Auflagen soll ein definierter Sicherheitsstandard im Umgang mit den Druckgeräten gewährleistet werden. Aufgrund der Komplexität des Verhaltens in den verschiedenen Anwendungsbereichen und der damit verbundenen gesetzlichen Vorschriften wird der Fokus dieser Arbeit auf Bereiche eingegrenzt, die das eingangs dargestellte Problemfeld umfangreich beleuchten. Folgende Anwendungsbereiche (rote Markierungen in Abb. 2) werden nachfolgend analysiert:

- Gastransport Landverkehr
- Automotivbereich mit Wasserstoffantrieb (gasförmig)
- Atemluftflasche
- Füll- und Entleerungsvorgänge (siehe Kapitel 3).

### **Gastransport Landverkehr**

In Deutschland wird die Zulassung des Transports von technischen Gasen in ortsbeweglichen Druckgeräten im Rahmen des Gefahrgutbeförderungsgesetzes (GGBefG, [12]) von der Verordnung über ortsbewegliche Druckgeräte (ODV, [13]) geregelt. Sie enthält Vorschriften zu Pflichten der Wirtschaftsakteure, Konformitätsbewertung, Kennzeichnung, Marktüberwachung etc. Die ODV dient der Umsetzung der europäischen Richtlinie 2010/35/EU (TPED, [14]), die den Transport ortsbeweglicher Druckgeräte EU-weit harmonisiert. Für die Auslegung, Herstellung und Prüfung von Hybridbehältern verweisen ODV und TPED auf das ADR ("Accord européen relatif au transport international des marchandises Dangereuses par Route", [15]). Das ADR ist als internationales Übereinkommen Bestandteil des Gefahrgutrechts und enthält Vorschriften, die alle Aspekte der Beförderung von Gefahrgut über die Straße in einem global harmonisierten System vereinheitlichen. Dabei wird im Anhang A, Teil 6, Kapitel 6.2 auf harmonisierte Normen verwiesen, die für die Auslegung, Herstellung und Prüfung von Hybridbehältern herangezogen werden müssen. Somit sind die anzuwendenden Zulassungsnormen im Gastransport verbindlich festgelegt.

In allen Zulassungsprüfungen werden Sicherheitsnachweise durch standardisierte Berst- und Lastwechseltests gefordert. Im Zentrum dieser Sicherheitsnachweise stehen die Ermittlung des Sicherheitsfaktors von statischem Berstdruck gegenüber Prüfdruck und die Lastwechselfestigkeit bei Prüfdruck. Die Tests werden generell durch Temperaturprüfungen ergänzt, um eine Wärmebeständigkeit in bestimmten

Temperaturbereichen nachzuweisen. Im Bereich des Gastransports gibt es viele Normen, die für die Zulassung von Typ-III-Hybridbehältern herangezogen werden können. Repräsentativ für diesen Anwendungsbereich werden in dieser Arbeit zwei von ihnen näher untersucht:

- **DIN EN 12245** Ortsbewegliche Gasflaschen – Vollumwickelte Flaschen aus Verbundwerkstoffen [9]
- **ISO 11119–3** Gas cylinders of composite construction – Specification and test methods [16]

### **Automotivbereich mit Wasserstoffantrieb (gasförmig)**

Die Typengenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen in Deutschland regelt im Rahmen des Straßenverkehrsgesetzes (StVG, [17]) die EG-Fahrzeuggenehmigungsverordnung (EG-FGV, [18]). Sie dient der Umsetzung der europäischen Richtlinie 2007/46/EU [19], die wiederum die Genehmigung von Kraftfahrzeugen länderübergreifend harmonisiert. Sie wird von der Einzelverordnung 79/2009/EG [20] ergänzt und erhält dadurch einen Geltungsbereich für wasserstoffbetriebene Kraftfahrzeuge. Ferner regelt die Verordnung 79/2009/EG die Typengenehmigung der Wasserstoff führenden Bauteile und Wasserstoffsysteme dieser Kraftfahrzeuge. Somit muss die Richtlinie 2007/46/EU ebenfalls für das Zulassungsverfahren von Typ-III-Hybridbehältern eingesetzt werden. Die konkrete Durchführung der Zulassungsprüfungen erfolgt anhand der Verordnung EU 406/2010 [21]. Im Gegensatz zum Gefahrguttransport wird für die Durchführung von Zulassungsprüfungen nicht auf Normen verwiesen. Die Details der Prüfungen sind im Anhang IV beschrieben und somit Bestandteil der Verordnung. Die Sicherheitsnachweise gelten analog dem Gefahrguttransport. Darüber hinaus gibt es für Materialien und Zubehörteile im Betrieb von Wasserstofffahrzeugen Normen, welche die Anforderungen an einzelne Komponenten beschreiben. Neben gasförmigem Wasserstoff gibt es weitere gasförmige Treibstoffe, die für den Antrieb von Kraftfahrzeugen genutzt werden. Auf die Zulassungsregularien dieser Speicher soll im Weiteren nicht näher eingegangen werden. Um jedoch auch hier eine Vergleichbarkeit zu realisieren, werden für den Automotive-Anwendungsbereich folgende Normen und folgende Verordnung exemplarisch untersucht:

- **DIN EN ISO 11439** Gasflaschen – Hochdruck-Flaschen zur Mitführung von Erdgas als Treibstoff für Kraftfahrzeuge [5]
- **ISO DIS 15869** Gaseous hydrogen and hydrogen blends – Land vehicle fuel tanks [22].

- **EU 406/2010** zur Durchführung der Verordnung (EG) Nr. 79/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates über die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen [21].

### Atemluftflaschen

Die Nutzung von Typ-III-Atemluftflaschen wird in Deutschland im Rahmen des Produktsicherheitsgesetzes (ProdSG, [23]) von der Druckgeräteverordnung (14. ProdSV, [24]) geregelt. Sie setzt die Druckgeräterichtlinie 97/23/EG (PED, [25]) in nationales Recht um. In der PED wird davon ausgegangen, dass die Sicherheitsanforderungen mit der Anwendung geeigneter, harmonisierter Normen erfüllt sind. Die Annahme gilt auch, wenn die Prüfungen einer besagten Norm gleichwertig sind. Folglich kann ein Hersteller für die Zulassung seiner Atemluftflaschen eine Vorgehensweise eigenverantwortlich auswählen. In den meisten Fällen wird jedoch auf harmonisierte Normen im ADR und somit auf das Gefahrgutrecht zurückgegriffen. So wird derzeit für die Zulassung von Typ-III-Atemluftflaschen die Norm DIN EN 12245 [9] herangezogen.

Wird die Typ-III-Atemluftflasche als Bestandteil der Persönlichen Schutzausrüstung bspw. bei der Brandbekämpfung eingesetzt, gilt sie als Atemschutzgerät und fällt zusätzlich als gemeinsame Einheit unter die Richtlinien der PSA. Hier werden die Bedingungen für das Inverkehrbringen und den freien Verkehr ebenfalls im Rahmen des Produktsicherheitsgesetzes von der Verordnung über die Bereitstellung von PSA auf dem Markt (8. ProdSV, [26]) geregelt. Diese setzt die europäische PSA-Richtlinie 89/686/EWG [27] in deutsches Recht um. Wie die PED verweist die PSA-Richtlinie auf die Anwendung harmonisierter Normen, um eine Übereinstimmung mit grundlegenden Anforderungen im Betrieb zu gewährleisten. Im Gegensatz zu den Zulassungsprüfungen im Gefahrguttransport erwarten die Prüfvorschriften der PSA den Nachweis der Materialfestigkeit bzw. Funktionsfähigkeit bei definierten Belastungen. Thermische Nachweise erfolgen an sog. praktischen Leistungsprüfungen unter realistischen Bedingungen am vollständigen Gerät (übliche Trageweise simuliert an einer Prüfpuppe) oder an einzelnen Komponenten (Atemschutzmaske, Druckminderer etc.). Dabei werden die Prüflinge kurzzeitigen thermischen Extrembelastungen ausgesetzt, die oftmals von mechanischen Funktionsprüfungen (z. B. Fallprüfung) begleitet werden. In der thermischen Funktionsprüfung des kompletten Atemschutzgerätes ist die Atemluftflasche zwar Bestandteil der Prüfung, jedoch liegt der Hauptteil des Wärmeeintrags und somit das Hauptaugenmerk dieser Prüfung auf der Bewertung der Entflammbarkeit und Funktionssicherheit der Atemluftmaske (Maske, Schlauchanschluss und Atemventile). Die

Auswirkungen dieser Prüfung auf die Atemluftflaschen, z. B. durch Sicherheitsnachweise gemäß PED, sind in der PSA nicht vorgesehen. In einer Analyse der normativen Anforderungen an PSA-Komponenten wurde im Jahre 2010 von Grabski in [10] festgestellt, dass in den Temperaturprüfungen zurzeit kein einheitliches Prüfniveau existiert. Deshalb werden für den Vergleich der Prüfanforderungen zwei angewendete PSA-Normen exemplarisch untersucht:

- **DIN EN 136** Atemschutzgeräte – Vollmasken – Anforderungen, Prüfung, Kennzeichnung [28]
- **DIN EN 137** Atemschutzgeräte – Behältergeräte mit Druckluft (Pressluftatmer) mit Vollmaske – Anforderungen, Prüfung, Kennzeichnung [29]

Abb. 3 stellt die Zusammenhänge der gesetzlichen Regelungen für die Zulassung von Typ-III-Hybridbehältern im Kontext der betrachteten Anwendungsbereiche zusammenfassend gegenüber.

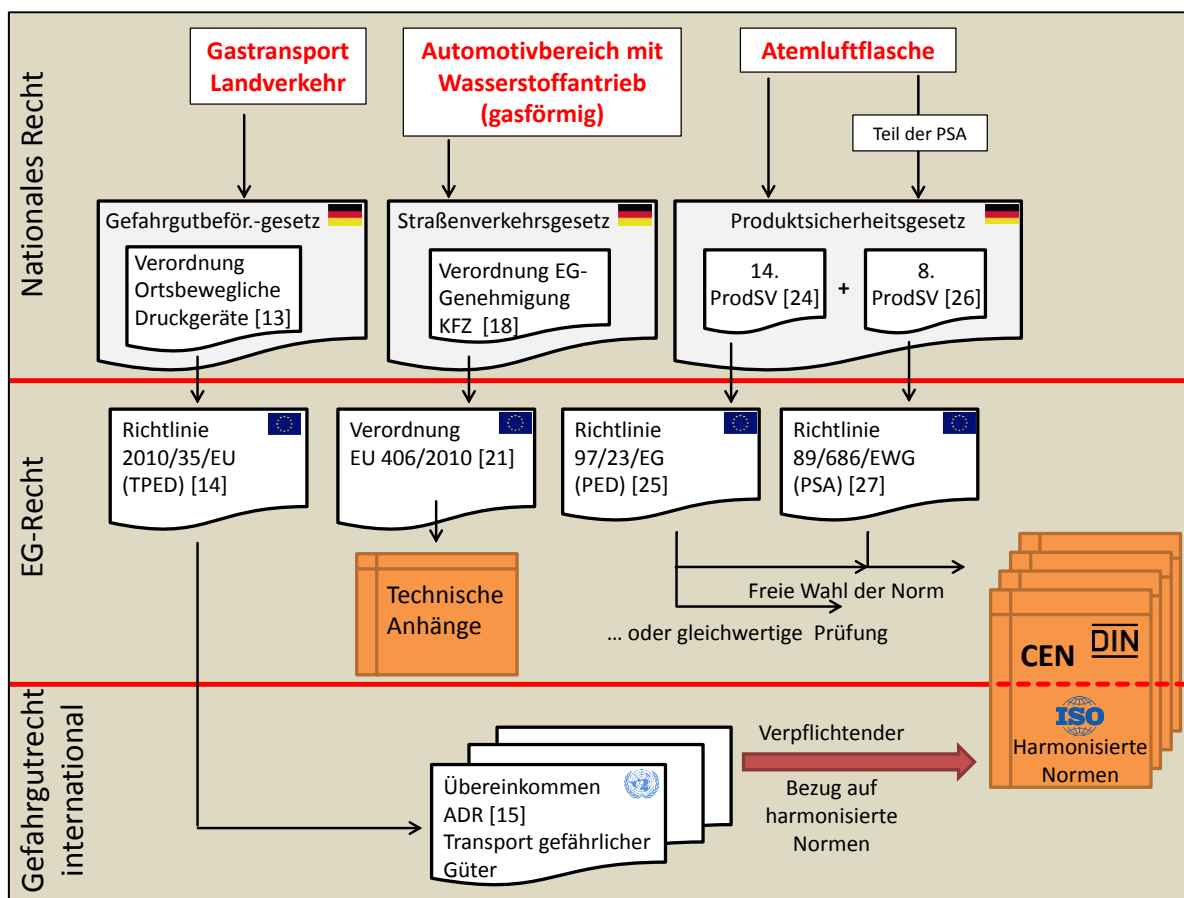


Abb. 3: Gesetzliche Regelungen für die Zulassung von Typ-III-Hybridbehältern für Gastransport, Automotivbereich und Atemluftflasche

Die Verfahrensabläufe und Anforderungen der betrachteten Zulassungsprüfungen beschreiben die Tabellen 1 bis 5.

**Tabelle 1: Prüfdetails für den Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen**

<b>Prüfung: Lastwechseltest bei Umgebungstemperatur</b>		
<b>Prüfvorschrift</b>	<b>Prozedur</b>	<b>Beschreibung</b>
<b>DIN EN ISO 11439:2011 [5]</b>	Prüfung	Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen
	Details	$p_{MIN} \leq 2 \text{ MPa}$ , $p_{MAX} \geq 1,3 \times \text{Nennbetriebsdruck}$ , max. 10 LW/Min
	Anforderung	1000 LW/Jahr ohne Versagen, bis 45000 LW ohne Leckage
<b>DIN EN 12245:2009 [9]</b>	Prüfung	Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen
	Details	$p_{MIN} \leq 3 \text{ MPa}$ , $p_{MAX} \geq \text{Prüfdruck}$ , max. 15 LW/Min
	Anforderung	Lastwechsel ohne Versagen $\geq 12000 \text{ LW}$ (unbegr. Lebensdauer), 3750 LW ohne Versagen und weitere 3750 LW ohne Bersten (15 Jahre)
<b>ISO 11119-3:2002 [16]</b>	Prüfung	Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen
	Details	$p_{MIN} \leq 3 \text{ MPa}$ , $p_{MAX} \geq \text{Prüfdruck}$ , max. 15 LW/Min
	Anforderung	Lastwechsel ohne Versagen $\geq 12000 \text{ LW}$ (unbegr. Lebensdauer), 3750 LW ohne Versagen und weitere 3750 LW ohne Bersten (15 Jahre)
<b>ISO DIS 15869:2006 [22]</b>	Prüfung	Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen
	Details	$p_{MIN} \leq 2 \text{ MPa}$ , $p_{MAX} \geq 1,25 \times \text{Nennbetriebsdruck}$ , max. 10 LW/Min
	Anforderung	Lastwechsel ohne Versagen $\geq 11250 \text{ LW}$ (15 Jahre)
<b>EU 406/2010 [21]</b>	Prüfung	Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen
	Details	$p_{MIN} \leq 2 \text{ MPa}$ , $p_{MAX} \geq 1,25 \times \text{Nennbetriebsdruck}$ , max. 10 LW/Min
	Anforderung	Lastwechsel ohne Versagen $\geq 15000 \text{ LW}$ (20 Jahre)

**Tabelle 2: Prüfdetails für den Bersttest bei Umgebungstemperaturen**

<b>Prüfung: Bersttest bei Umgebungstemperaturen</b>		
<b>Prüfvorschrift</b>	<b>Prozedur</b>	<b>Beschreibung</b>
<b>DIN EN ISO 11439:2011 [5]</b>	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq 2,35 \times$ Nennbetriebsdruck
<b>DIN EN 12245:2009 [9]</b>	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq 2 \times$ Prüfdruck (=3 x Nennbetriebsdruck)
<b>ISO 11119-3:2002 [16]</b>	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq 2 \times$ Prüfdruck (=3 x Nennbetriebsdruck)
<b>ISO DIS 15869:2006 [22]</b>	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq 2,25 \times$ Nennbetriebsdruck
<b>EU 406/2010 [21]</b>	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq 2,25 \times$ Nennbetriebsdruck

**Tabelle 3: Prüfdetails für den Bersttest bei Extremtemperaturen**

<b>Prüfung: Bersttest bei Extremtemperaturen</b>		
<b>Prüfvorschrift</b>	<b>Prozedur</b>	<b>Beschreibung</b>
<b>DIN EN ISO 11439:2011 [15]</b>	Vorkonditionierung	1000 Std. bei stabilisierter Temperatur von 65 °C und einem Druck von 1,3 x Nennbetriebsdruck
	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq$ 1,9 x Nennbetriebsdruck
<b>DIN EN 12245:2009 [9]</b>	Vorkonditionierung	1000 Std. (20 Jahre) bzw. 2000 h (> 20 Jahre) bei stabilisierter Temperatur von 70 $\pm$ 5 °C und 1,5 x Nennbetriebsdruck (= Prüfdruck)
	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq$ 2 x Prüfdruck (=3 x Nennbetriebsdruck)
<b>ISO 11119-3:2002 [16]</b>	Vorkonditionierung	1000 Std. (20 Jahre) bzw. 2000 h (> 20 Jahre) bei stabilisierter Temperatur von $\geq$ 70 °C und 1,5 x Nennbetriebsdruck (= Prüfdruck)
	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq$ 2 x Prüfdruck (=3 x Nennbetriebsdruck)
<b>ISO DIS 15869:2006 [22]</b>	Vorkonditionierung	1000 Std. bei stabilisierter Temperatur von 85 °C und einem Druck von 1,25 x Nennbetriebsdruck
	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq$ 1,9 x Nennbetriebsdruck
<b>EU 406/2010 [21]</b>	Vorbereitung	1000 Std. bei stabilisierter Temperatur von 85 °C und einem Druck von 1,25 x Nennbetriebsdruck
	Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq$ 2,25 x Nennbetriebsdruck



Tabelle 4: Prüfdetails für den Lastwechseltest bei Extremtemperaturen, Teil 1

Prüfung: Lastwechseltest bei Extremtemperaturen		
Prüfvorschrift	Prozedur	Beschreibung
DIN EN ISO 11439:2011 [15]	Vorbereitung	Stabilisierung bei einer Temperatur von $\geq 65\text{ °C}$
	1. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 2\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq 1,3 \times$ Nennbetriebsdruck, max. 10 LW/Min, N = 500 LW x Betriebslebensdauer in Jahren
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	Vorbereitung	Stabilisierung bei Temperatur $\leq -40\text{ °C}$
	2. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 2\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq$ Nennbetriebsdruck, max. 3 LW/Min, N = 500 LW x Betriebslebensdauer in Jahren
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	Vorbereitung	Stabilisierung bei Umgebungstemperatur
	3. Prüfung	Bersttest
	Anforderung	Berstdruck $\geq 2,1 \times$ Nennbetriebsdruck
DIN EN 12245:2009 [9]	Vorbereitung	48 Std. bei stabilisierter Temperatur von $\geq 60\text{ °C}$
	1. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 1\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq \frac{2}{3} \times$ Prüfdruck, max. 5 LW/Min, N = 5000 LW
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	Vorbereitung	Stabilisierung bei Temperatur $\leq -40\text{ °C}$
	2. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 1\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq \frac{2}{3} \times$ Prüfdruck, max. 5 LW/Min, N = 5000 LW
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	3. Prüfung	30 Lastwechsel bei Umgebungstemperatur
	4. Prüfung	Bersttest bei Umgebungstemperatur
	Anforderung	Berstdruck $\geq 1,67 \times$ Prüfdruck
ISO 11119-3:2002 [16]	1. Vorkonditionierung	48 Std. bei stab. Temperatur von $60\text{ °C} < T < 70\text{ °C}$
	1. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 1\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq \frac{2}{3} \times$ Prüfdruck, max. 5 LW/Min, N = 5000 LW
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	Vorbereitung	Stabilisierung bei Temperatur $-60\text{ °C} < T < -50\text{ °C}$
	2. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 1\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq \frac{2}{3} \times$ Prüfdruck, max. 5 LW/Min, N = 5000 LW
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	3. Prüfung	30 Lastwechsel bei Umgebungstemperatur
	4. Prüfung	Bersttest bei Umgebungstemperatur
	Anforderung	Berstdruck $\geq 1,4 \times$ Prüfdruck

**Tabelle 4: Prüfdetails für den Lastwechseltest bei Extremtemperaturen, Teil 2**

<b>ISO DIS 15869:2006 [22]</b>	1. Vorkonditionierung	48 Std. bei stabilisierter Temperatur von $\geq 85\text{ °C}$
	1. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 2\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq 1,25 \times$ Nennbetriebsdruck, max. 10 LW/Min, N = 5625 LW (15 Jahre)
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	2. Vorkonditionierung	Stabilisierung bei Temperatur $\leq -40\text{ °C}$
	2. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 2\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq$ Nennbetriebsdruck, max. 10 LW/Min, N = 5625 LW (15 Jahre)
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	3. Prüfung	Bersttest
Anforderung	Berstdruck $\geq 2,25 \times$ Nennbetriebsdruck	
<b>EU 406/2010 [21]</b>	Vorbereitung	48 Std. bei stabilisierter Temperatur von $\geq 85\text{ °C}$
	1. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 2\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq 1,25 \times$ Nennbetriebsdruck, max. 10 LW/Min, N = 7000 LW
	Anforderung	Kein Bersten oder Undichtigkeit
	Vorbereitung	Stabilisierung bei Temperatur $\leq -40\text{ °C}$
	2. Prüfung	Lastwechseltest, $p_{\text{MIN}} \leq 2\text{ MPa}$ , $p_{\text{MAX}} \geq 1,25 \times$ Nennbetriebsdruck, max. 10 LW/Min, N = 7000 LW
	Anforderung	Innere und äußere Dichtheit
	3. Prüfung	Bersttest
Anforderung	Berstdruck $\geq 2,25 \times$ Nennbetriebsdruck	

**Tabelle 5: Prüfdetails PSA für Beständigkeit gegen Wärmestrahlung**

<b>Prüfung: Beständigkeit gegen Wärmestrahlung</b>		
<b>Prüfvorschrift</b>	<b>Prozedur</b>	<b>Beschreibung</b>
<b>DIN EN 136:1998 [28]</b>	1. Prüfung Wärmestrahlung	Atemschutzmaske wird einer Strahlungsquelle mit einem Energiestrom von $8,0 \text{ kW/m}^2$ (ca. $300 \text{ }^\circ\text{C}$ ) ausgesetzt, Expositionszeit 20 Min.
	Anforderung	Dichtheit der Maske nach der Prüfung
	2. Prüfung Entflammbarkeit	Atemschutzmaske wird einer direkten Flammen- einwirkung für 5 s ausgesetzt. Flammentemperatur $950 \pm 50 \text{ }^\circ\text{C}$
	Anforderung	Kein Nachbrennen mehr als 5 s, Dichtheit
<b>DIN EN 137:2006 [29]</b>	1. Prüfung Wärmestrahlung	Vollständiges Atemschutzgerät wird im Wärmeofen bei einer Temperatur von $90 \pm 5 \text{ }^\circ\text{C}$ einen Zeitraum von $15 \pm 1 \text{ Min.}$ erhitzt
	2. Prüfung Entflammbarkeit	Vollständiges Atemschutzgerät wird gemäß Prüfaufbau (Abbildung 4) einer direkten Flammenwirkung für 10 s ausgesetzt. Flammentemperatur $950 \pm 50 \text{ }^\circ\text{C}$
	Anforderung	Kein Nachbrennen mehr als 5 s, Gerät darf sich nicht von der Prüfpuppe lösen, Funktionsfähigkeit der Atemfunktion des Gerätes

Die Abb. 4 zeigt den Prüfaufbau zur Wärmestrahlungsprüfung gemäß DIN EN 137 [29]. Die Prüfpuppe dient der Aufnahme der PSA-Komponenten.

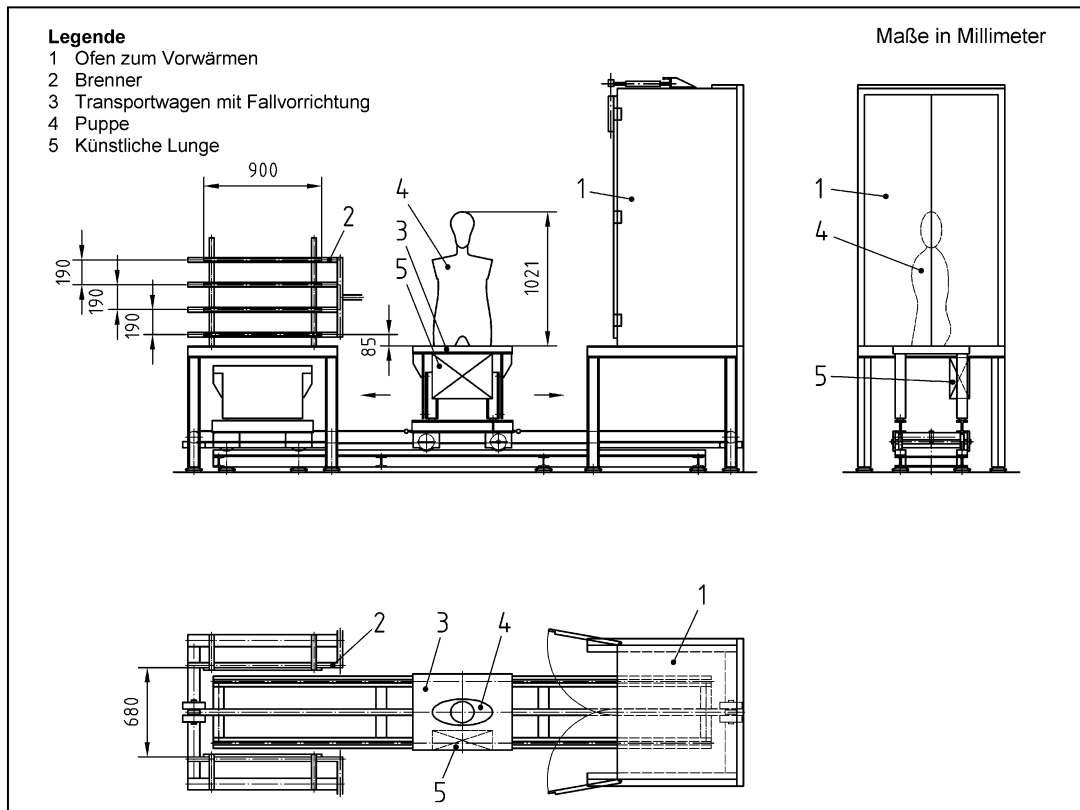


Abb. 4: Prüfaufbau der Wärmestrahlungsprüfung für das komplette Atemschutzgerät gemäß DIN EN 137 [29]

Werden die Temperaturbereiche der Zulassungsprüfungen gemäß den Tabellen 1 bis 5 gegenübergestellt, ergibt sich Abb. 5.

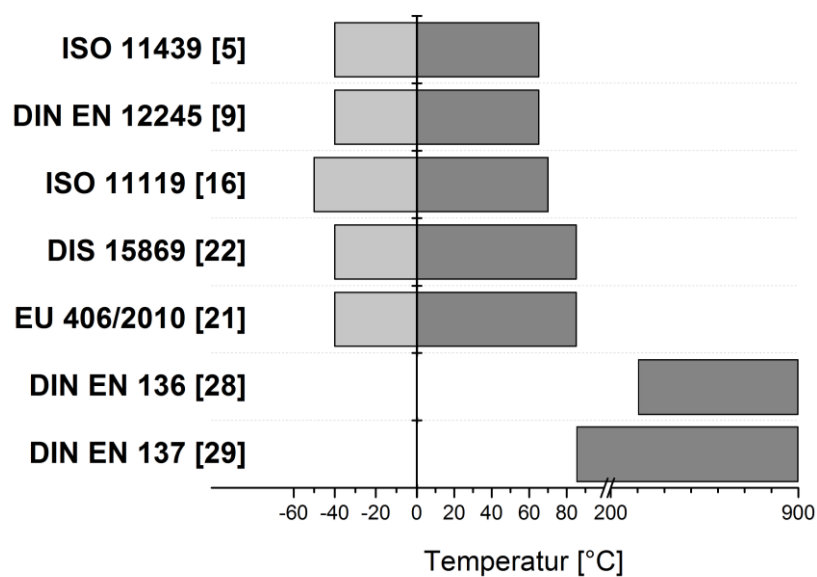
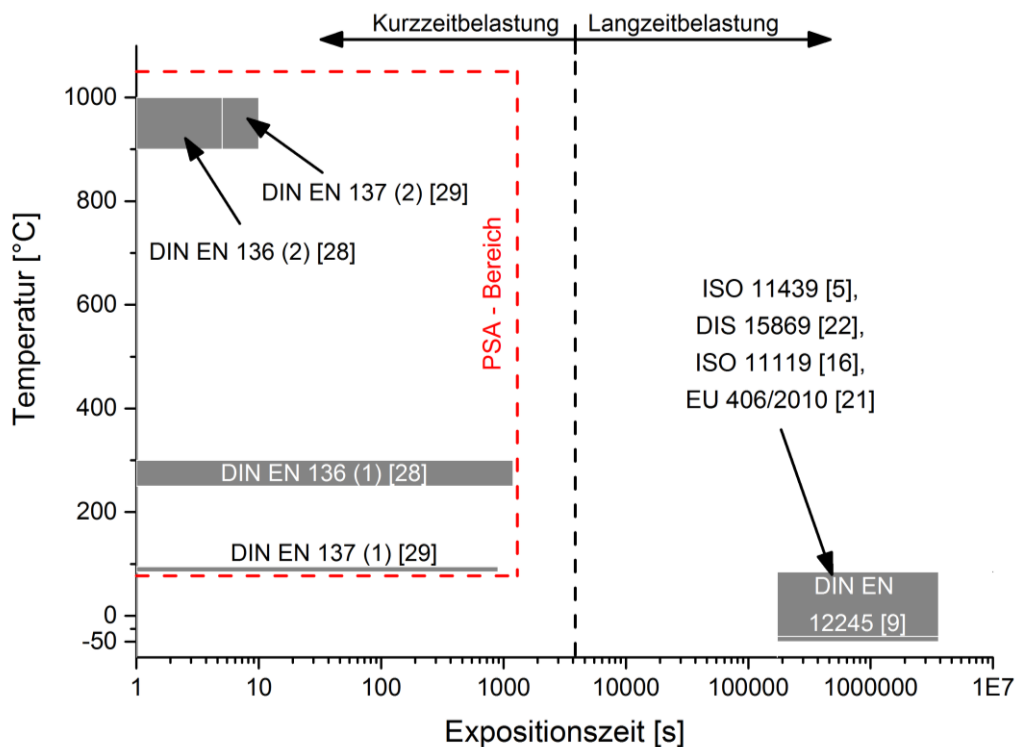


Abb. 5: Prüftemperaturbereiche für Typ-III-Hybridbehälter im Rahmen ausgewählter Zulassungsprüfungen

Die Prüftemperaturen der Normen DIN EN ISO 11439 [5], DIN EN 12245 [9] und ISO Norm 11119-3 [16] im Gastransport liegen in einem Bereich zwischen -40 °C und 65 °C bzw. -50 °C und 70 °C. Bei der Nutzung von Wasserstoff im Automotivbereich (DIS 15869 [22] und EU 406/2010 [21]) erfolgte eine Anhebung der oberen Prüftemperatur auf 85 °C. Die minimale obere Prüftemperatur gemäß DIN EN 12245 [9] liegt bei 65 °C. Die thermischen Funktionsprüfungen der PSA werden hingegen bei weitaus höheren Temperaturen durchgeführt. Hier liegt das Temperaturniveau zwischen 85 °C und 300 °C bzw. 900 °C.



**Abb. 6: Expositionzeiten ausgewählter Temperaturprüfungen**

Eine Gegenüberstellung der thermischen Expositionzeiten in einer logarithmischen Teilung führt zu Abb. 6. Die Expositionzeiten offenbaren eindeutige Unterschiede in den thermischen Prüfabläufen. Mit den Extremtemperaturprüfungen der PSA (siehe Abb. 6, links oben) soll die Funktionsfähigkeit bei kurzzeitiger Höchstbelastung sichergestellt werden. Es kann von einer thermischen Kurzzeitbelastung gesprochen werden. Jede PSA-Komponente wird somit für mindestens einen Einsatz ausgelegt. Nach jeder Benutzung werden die PSA-Komponenten dem Betrieb entnommen und umfangreichen Kontrollen unterzogen. Erst nach einer abschließenden Funktionsprüfung erfolgt eine Wiedereingliederung in den Betrieb. Im Gastransport und dem Automotivbereich, so auch bei Atemluftflaschen, die nach Gefahrgutnormen geprüft werden, verfolgen die Temperaturprüfungen ein anderes Ziel. Die Behälter werden für thermische und mechanische Langzeitbelastungen, also für die gesamte Betriebslaufzeit, ausgelegt

(siehe Abb. 6, rechts). Die Atemluftflasche wird nach einem Einsatz optisch begutachtet, anschließend befüllt und wieder in den Betrieb aufgenommen. Im Gastransport erfolgt die optische Begutachtung vor jeder Befüllung und im Automotivbereich erfolgt diese bei jeder Hauptuntersuchung.

## **2.2 Entwicklung und mechanische Eigenschaften von Hybriddruckbehältern**

Druckbehälter werden schon seit Mitte des 19. Jahrhunderts hergestellt. Der steigende Bedarf am Transport komprimierter Gase hat ständige Entwicklungsschritte in der Druckbehältertechnik mit sich gebracht. Vorerst wurden Druckbehälter ausschließlich aus monolithischen Werkstoffen wie Stahl oder Aluminium hergestellt. Diese Behälter wurden für einen Betriebsdruck von ca. 150 bar ausgelegt und waren aufgrund der damaligen fertigungstechnisch schlechten Reproduzierbarkeiten mit hohen Sicherheitsreserven belegt. Mit der Nutzung legierter und höherfester Materialien sowie auf Grund der Entwicklung besserer Fertigungsmethoden war es möglich, bei immer geringerem Gewicht kontinuierliche Drucksteigerungen zu realisieren. Hier geben Spence und Nash in [30] sowie Lark in [31] einen umfangreichen Rückblick auf die Meilensteine der Entwicklungsschritte von Druckbehältern. Die Entwicklung im Bereich der Fertigungsmethoden stellt Germann in [32] zusammenfassend dar. Harvey in [33] veröffentlichte in den 1970er-Jahren ein Standardwerk, das sich mit der Auslegung und der Produktion von Druckbehältern beschäftigt.

Der weiterhin zunehmende Bedarf an Drucksteigerungen bei gleichzeitiger Forderung nach leichten Speichermöglichkeiten ließ sich ab einem gewissen Punkt mit monolithischen Materialien nicht mehr realisieren. Deshalb begann man in den 1960er- und 1970er-Jahren, Druckbehälter im Umfangsbereich mit Metall- oder Faserverbundwerkstoff-Endlosfasern zu verstärken. Da die Umfangslast im zylindrischen Bereich grundsätzlich doppelt so hoch ist wie die Längslast (Kesselformel, siehe [34]), können die stark richtungsabhängigen Materialeigenschaften des Fasermaterials über die Ausrichtung der Wicklungen bestmöglich an die Hauptbelastungen angepasst werden. Der umwickelte Innenbehälter bestand ursprünglich aus einem metallischen Werkstoff. Nach anfänglicher Umfangsumwicklung wurde in weiteren Entwicklungsschritten der komplette Innenbehälter mit Fasermaterial verstärkt. Mit dieser Kombination zweier Werkstoffe zu einem Hybridbehälter wurden erstmals die folgenden Vorteile beider Werkstoffe kombiniert: die plastische Verformbarkeit, das hohe Energieaufnahmevermögen des Metalls und die extrem hohe gewichtsbezogene Festigkeit der Fasern. In diesem sogenannten Typ-III-Behälter trägt der Innenbehälter

(Liner) nur noch eine Teillast und dient hauptsächlich der Permeationssperre. Mit der Entwicklung dieser neuen Behältertypen – bei Gewichtseinsparungen bis zu 55–65 % [35] im Verhältnis zu rein metallischen Behältern – haben sich deren Anwendungsbereiche sprunghaft erweitert. So haben sich Typ-III-Behälter mittlerweile in zahlreichen Anwendungssparten auf dem Markt etabliert. Die Feuerwehr hat in den 1990er-Jahren den Vorteil dieser gewichtsgünstigen Druckgasspeicher erkannt und Hybridbehälter des Typs III bis heute nahezu flächendeckend als Faserverbundwerkstoff-Atemluftflasche eingeführt. Der neueste Entwicklungsschritt in der Hybridbehälter-Technologie ist der Typ-IV-Druckbehälter mit einem Liner aus Kunststoff. Hierbei dient dieser ausschließlich der Permeationssperre und trägt keine Strukturlasten mehr. Diese Behälter besitzen derzeit das größte Leichtbaupotenzial und sind im Zuge der Suche nach leichten und effizienten Energiespeichermethoden Gegenstand neuester Forschungsentwicklungen. Derzeit existieren die folgenden vier Bauarten von Druckbehältern, die in der Norm DIN EN ISO 11439 [5] abgegrenzt werden:

- Typ I            Reine Metallstruktur
- Typ II           Lasttragender metallischer Liner, im zylindrischen Bereich mit Faserverbundwerkstoff umfangsumwickelt
- Typ III          Mit FVW vollumwickelter, mittragender metallischer Liner
- Typ IV          Mit FVW vollumwickelter, nichttragender Kunststoff-Liner.

Die Schädigungsmechanismen in einem Typ-III-Hybridbehälter sind äußerst komplex, da sich die einzelnen Komponenten (Faserverbundwerkstoff und Metall-Liner) sowohl in den Eigenschaften als auch im Versagensverhalten grundsätzlich voneinander unterscheiden. Dabei hat die Interaktion beider Komponenten eine große Bedeutung. Der Faserverbundwerkstoff des Hybridbehälters besteht aus Kohlenstoff-Endlosfasern und der sie umgebenden Harzmatrix. Die um den Liner gewickelten Endlosfasern verleihen der Atemluftflasche die notwendige Festigkeit, um den hohen Belastungen zu begegnen. Reine Kohlenstofffasern haben eine geringe Dichte bei extrem hoher, richtungsabhängiger Festigkeit und hohem Elastizitätsmodul. Zudem besitzen sie eine ausgeprägte Ermüdungsfestigkeit. Jedoch ist das Bruchverhalten der Fasern unerwünscht spröde. Quer zur Faserrichtung sind Kohlenstofffasern äußerst schlagempfindlich. Dabei lässt sich eine Schädigung im Material wegen der Undurchsichtigkeit der Fasern schwierig feststellen. Für weitere Details zu den Eigenschaften und Herstellungsverfahren von Kohlenstofffasern sei auf [36] verwiesen. Die Harzmatrix des Faserverbundwerkstoffes besteht überwiegend aus einem duroplastischen Kunststoff und erfüllt vielseitige Aufgaben. Dies sind u. a. Positionierung, Stützung und Schutz der Fasern, aber auch Übertragung von Kräften innerhalb des Verbundes. Über die Zusammensetzung der Füllstoffe können die Eigenschaften der Harzmatrix entscheidend

beeinflusst werden. Nach Bedarf können Dichte, Einsatztemperatur, Festigkeit sowie Chemikalien- und Umweltbeständigkeit dem Einsatzzweck angepasst werden. Für nähere Details zum Thema Kunststoffe sei auf Schulz et al. in [37] verwiesen. Weitere Grundlagen über Aufbau, Herstellung und Konstruktion von Composite-Verbundmaterialien beschreibt u. a. Wiedemann in [2]. Die Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe geht in [38] ausführlich auf die Herstellungs- und Verarbeitungsverfahren ein. Die Schädigungsmechanismen im FVW sind äußerst komplex und bis heute noch nicht umfassend erklärbar. Es gibt jedoch eine Vielzahl von Schädigungsansätzen, die das Bruchgeschehen beschreiben. Auf diese Thematik wird in Kapitel 2.4 näher eingegangen.

Der Aluminium-Liner in einem Typ-III-Hybridbehälter trägt zwar faktisch nur eine geringe Last im Gesamtsystem, ist aber aufgrund seiner hohen Lastwechselempfindlichkeit, im Gegensatz zur eher lastwechselunempfindlichen Faserverbundschicht, das Lebensdauer begrenzende Bauteil. Diese Zusammenhänge wurden u. a. in den theoretischen Arbeiten von Harvey in [33] erkannt und in umfangreichen Versuchsreihen an Typ-III- und Typ-IV-Druckbehältern von Mair et al. in [39], [40] bestätigt. So wird zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit des Aluminiums der Liner im sog. Autofrettage-Prozess mit Innendruck gezielt zum Fließen gebracht. Da die Fasern während dieses Vorgangs den linear-elastischen Bereich nicht verlassen, entsteht im Liner nach der Druckentlastung ein Druck-Eigen Spannungszustand und somit eine Reduzierung der Mittelspannung im Betrieb. Hierbei zeigen Alegre et al. in [41] an Stahlflaschen und Schön in [42] an Einspritzpumpen, dass das Metall nach diesem Vorgang eine veränderte Fließspannung aufweist, die von der vorhergehenden plastischen Verformung direkt abhängig ist (Bauschinger-Effekt [43]). Nähere Beschreibungen zum Eigen Spannungszustand und zu den Grundlagen plastischer Fließprozesse geben Betten et al. und Lubarda in [44] und [45]. Zur Beschreibung der Herstellungsverfahren von Aluminium-Linern sei auf Alves et al. in [46] verwiesen. An Versuchen von Typ-III- und Typ-IV-Hybridbehältern haben Mair et al. in [47] und [48] gezeigt, dass der Faserverbundwerkstoff bei normalen Umgebungsbedingungen eine geringe Lastwechselempfindlichkeit aufweist. Als Folge wird sogar vorgeschlagen, Druckbehälter aus Faserverbundwerkstoffen in lastwechselempfindlich und lastwechselunempfindlich einzustufen. Es hat sich gezeigt, dass der Faserverbundwerkstoff als statisch begrenzendes Bauteil eingestuft werden kann, wobei der Aluminium-Liner die Lastwechselgrenze von Typ-III-Hybridbehältern maßgeblich bestimmt. Aus diesem Grund wird das Versagensverhalten der meisten Typ-III-Hybridbehälter als „leak-before-break“- (LBB)-Verhalten bezeichnet. Im Betrieb tritt dabei das Gesamtversagen des Behälters erst nach dem Versagen der Metallkomponente ein. Dabei kann sich der Innendruck langsam über die Undichtigkeit



des Liners abbauen. Ein plötzliches Versagen der Gesamtstruktur ist bei diesem Versagensmechanismus nicht zu erwarten. Vor allem im rauen Einsatzbetrieb der Feuerwehren trägt dieser Umstand zu einer nicht zu unterschätzenden Sicherheit im Umgang dieser Behältnisse bei, was den bevorzugten Einsatz gegenüber Typ-IV-Hybridbehältern erklärt.

Bis dato ist es nicht möglich, eindeutige Aussagen über Degradationsvorgänge in Faserverbundwerkstoffen zu treffen. In einer zehnjährigen Studie an Typ-III-Hybridbehältern hat Faddoul in [49] festgestellt, dass die Restfestigkeit durch visuelle Inspektionen nicht eingeschätzt werden kann. Es gibt bisher auch keine etablierten Prüfmethoden, um Degradationsvorgänge oder den Degradationsstatus eines Hybridbehälters zu quantifizieren. In [35] und [48] konnte zudem ein ausgeprägtes Streuverhalten in der Strukturfestigkeit fabrikneuer Typ-III- und Typ-IV-Hybridbehälter festgestellt werden. Sogar industriell gefertigte Behälter aus demselben Fertigungslos zeigen in diesen Untersuchungen hohe Abweichungen in der Steifigkeit und zyklischen Festigkeit. Aus diesen Gründen sind derzeitige Hybridbehälter mit hohen Sicherheitsbeiwerten ausgestattet (Unsicherheitszuschlag der Faserverbundschicht). Die Zusammenhänge werden ausführlich von Mair in [50] und [51] diskutiert.

### **2.3 Thermische Eigenschaften von Hybridbehältern**

Die Eigenschaften der Hybridbehälter sind stark temperaturabhängig. Der Grund hierfür sind die mehr oder weniger ausgeprägten Temperaturabhängigkeiten der einzelnen Komponenten. Das bedeutet, dass die Temperatur einen direkten Einfluss auf die Materialeigenschaften wie die Festigkeit oder die geometrischen Abmessungen ausübt. Aus diesem Grunde beeinflusst die Temperatur nicht nur einzelne Komponenten, sondern auch deren Interaktion miteinander. Die lasttragende Faserverbundschicht des in dieser Arbeit untersuchten Hybridbehälters besteht aus Kohlenstoffendlosfasern, die, eingebettet in eine Harzmatrix, um den Liner gewickelt sind. Um die schlagempfindlichen Kohlenstofffasern vor mechanischen Einwirkungen zu schützen, ist der Behälter mit einer dünnen Faserverbundschicht aus Glasfasern umschlossen. Da diese Schicht keinen wesentlichen Anteil an der Behälterintegrität einnimmt, soll im Weiteren auf die nähere Beschreibung der Glasfaserschicht verzichtet werden.

Mit den Kohlenstoffendlosfasern wird ein Großteil der Strukturlasten im untersuchten Hybridbehälter aufgenommen. Reiner Kohlenstoff ist unschmelzbar und besitzt eine thermische Stabilität bis ca. 4000 °C. Schürmann beschreibt in [36], dass die thermischen Eigenschaften von Kohlenstofffasern unter Luftzufuhr bis zu einer Temperatur von 400 °C als konstant angesehen werden können. Dies bestätigen Untersuchungen von

Shimokawa in [52]. In seinen Versuchen liegt das Temperaturlimit bei 538 °C. Hochmodulfasern mit höherem Graftierungsgrad behalten ihre Betriebseigenschaften sogar bei weit höheren Temperaturen bei. Aufgrund der starken anisotropen Eigenschaften der Fasern kann man deren höchste Festigkeit nur vollständig ausschöpfen, wenn alle Faserstränge ideal zur Lastrichtung ausgerichtet sind. Da dies im Wickelprozess bei der Herstellung eines Hybridbehälters nicht vollständig realisiert werden kann, wird dem Harz quer zur Faserlage eine gewisse Dehnung aufgezwungen. Die Harzmatrix stützt und positioniert die Fasern. Folglich haben die Harzeigenschaften einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Lastaufnahme des Hybridbehälters.

Das Harzsystem in einem Hybridbehälter besteht aus einem duroplastischen Kunststoff (Epoxidharz), der im Gegensatz zur Kohlenstofffaser eine sehr geringe Wärmebeständigkeit aufweist. Duroplaste bestehen aus dreidimensionalen Kettenstrukturen, die sich nach der Aushärtung nicht mehr aufschmelzen lassen. Ein besonders zu beachtender Grenzbereich ist die Glasübergangstemperatur. Bei Annäherung bzw. Überschreitung dieser Temperaturgrenze verändern sich die Materialeigenschaften des Harzes entscheidend. Bai et al. haben in [53] gezeigt, dass sich die Eigenschaften des Harzes bei steigender Temperatur von glasartig über lederartig und gummiartig bis zur Dekomposition verändern. Hier zeigen Kwong et al. in [54], dass eine Überschreitung der Glasübergangstemperatur zu einem Verlust der Steifigkeit führt, eine Dekomposition jedoch erst bei weit höheren Temperaturen einsetzt. Im Druckbehälterbau liegt die Glasübergangstemperatur der üblicherweise verwendeten Systeme bei 70 °C bis 100 °C. Dieser Temperaturbereich kann über Additive eingestellt werden und wird auf den jeweiligen Anwendungsfall angepasst. Bei extremen Umweltbedingungen, wie u. a. im Flugzeugbau, werden sog. „thermosetting polymides“ eingesetzt. In [55] wurde von Ahci gezeigt, dass diese Hightech-Harze eine Glasübergangstemperatur von bis zu 380 °C aufweisen können. Nähere Details und Grundlagen zu Harzen und Kunststoffen können in [37] nachgelesen werden. Im Rahmen der Kostenoptimierung wird das Harzsystem im Hybridbehälter für die jeweilige Betriebstemperatur ausgelegt, da der Glasübergangsbereich die Einsatzgrenze des Behälters darstellt.

Die Fasern sind im Faserverbundwerkstoff vom Harzsystem umschlossen. Diese sogenannte Harzmatrix erfüllt essenzielle Aufgaben wie u. a. die Stützung und den Schutz der Fasern sowie die Lastweiterleitung an Faserbruchstellen. Hohe thermische Belastungen induzieren unterhalb der zerstörenden Brandprüfung zahlreiche Schädigungsmechanismen, die sich u. a. in Kriechen, Zwischenfaserbruch, Delamination, Erweichung des Harzes, überkritischer Wärmespannung gegenüber dem Liner,

Zersetzung oder Ausgasung zeigen. Milke et al. in [8] haben an GFK-Proben gezeigt, dass Schädigungen im Faserverbundwerkstoff auch ohne optische Auffälligkeiten auftreten können. Dieses Verhalten wird in der Literatur als „performance degradation“ bezeichnet. Beim Erreichen der Glasübergangstemperatur verliert die Harzmatrix ihre Eigenschaften und kann ihre Aufgaben im Faserverbund nicht mehr ausreichend wahrnehmen. Besonders die Festigkeit quer zur Faserrichtung sowie die Stützung der Fasern gehen verloren. An Faserverbundproben hat Shimokawa in [52] festgestellt, dass die statische und die dynamische Festigkeit von Kohlenstofffaser-Faserverbundwerkstoffen unter erhöhten Temperaturen abnehmen. Dies wird durch einen Scherfestigkeitsverlust im Harz erklärt. Weiterhin wurde gezeigt, dass Temperaturen bis 150 °C nur minimale Auswirkungen auf das Lastwechselverhalten der Faserverbundprobe haben. An thermischen Versuchen mit Faserverbundwerkstoffen haben Bai und Keller [56] in bestimmten Temperaturbereichen unterschiedliche thermophysikalische Effekte im Material erkannt. Diese Prozesse lassen sich mit geeigneten thermischen Analysemethoden, z. B. mit der dynamischen Differenzkalometrie (DSC) oder dynamisch-mechanischen Thermo-Analyse (DMTA), nachweisen. Dabei haben sie weiterhin festgestellt, dass diese Prozesse nicht nur von der Temperatur, sondern auch von der Einwirkzeit abhängen. So bestimmt jeder Temperatur-Zeitbereich das mechanisch-physikalische Verhalten des Harzes. Über die Veränderung der Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen nach einer kurzzeitigen Überschreitung der Glastemperatur (ohne Dekomposition) und anschließender Abkühlung konnten in der Literatur keine Informationen gefunden werden.

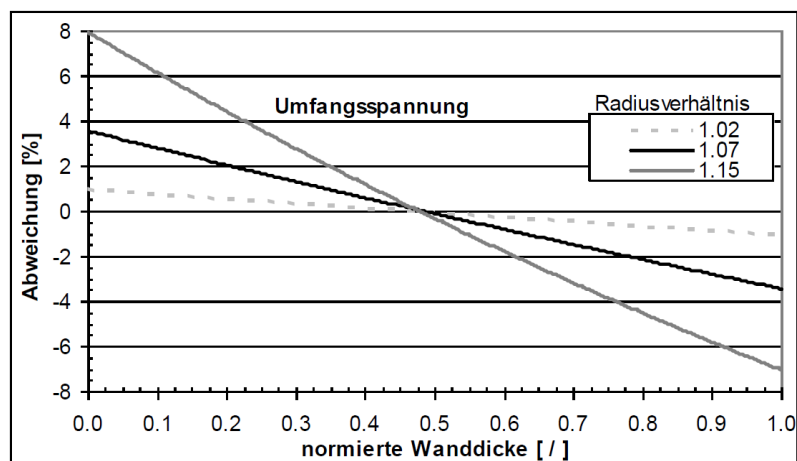
Der Aluminium-Liner eines Typ-III-Hybridbehälters besitzt im Gegensatz zu einer im Harz eingebetteten Kohlenstofffaser einen hohen Wärmeausdehnungskoeffizienten und reagiert in seinen Abmessungen äußerst empfindlich auf Temperaturveränderungen. Im Gegensatz hierzu können die Festigkeitseigenschaften des Aluminiums je nach Legierung bis zu einer Temperatur von ca. 250–300 °C als annähernd konstant angenommen werden [57].

Das Erwärmungsverhalten des Typ-III-Hybridbehälters wird durch den Aluminium-Liner maßgeblich beeinflusst. Die hohe Wärmeleitfähigkeit führt bei schnell auftretenden Extremtemperaturen (z. B. bei Füllprozessen) zu einer raschen Ableitung von Temperaturspitzen. Dies ist im Gegensatz zu einem Typ-IV-Hybridbehälter ein nicht zu unterschätzender Sicherheitsaspekt. In einem Schadensgutachten der BAM [58] wurde in Zündversuchen mit Typ-IV-Linerspänen aus Polyethylen festgestellt, dass bei einem erhöhten Sauerstoffpartialdruck (ab 210 bar) die Zündtemperatur des Kunststoffes bereits auf ca. 145 °C absinkt. Unter gewissen Umständen kann diese Temperatur bei der

Befüllung eines Typ-IV-Hybridbehälters bereits erreicht werden. Bei einem Typ-III-Hybridbehälter kann ein vergleichbares Versagen in diesem Zusammenhang ausgeschlossen werden. Die Unterschiede im Erwärmungsverhalten von Typ-III- und Typ-IV-Hybridbehältern zeigen auch Hirotsu et al. in [59]. Untersuchungen am Typ-III-Hybridbehälter von Anders in [35] und Schulz in [60] haben in analytischen Berechnungen und experimentellen Versuchen gezeigt, dass unter ungünstigen Randbedingungen, besonders bei extremen Temperaturen, Verschiebungen des Eigenspannungszustandes und sogar Fließprozesse im Liner auftreten können. Diese hohen Beanspruchungen werden durch eine Dehnungsbehinderung vom Faserverbundwerkstoff hervorgerufen und sind nicht nur von der Temperatur, sondern auch vom Betriebsdruck abhängig. Der Temperatureinfluss auf das Lastwechselverhalten des Typ-III-Hybridbehälters wurde in diesen Untersuchungen nachgewiesen.

## 2.4 Modellbildung eines Hybridbehälters

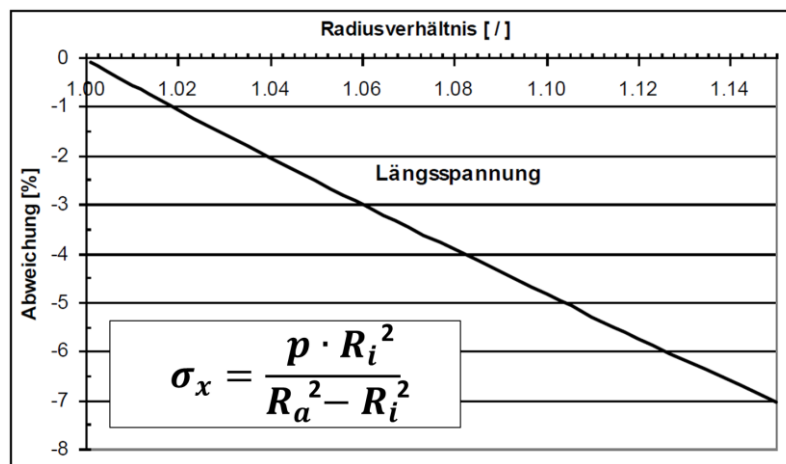
Die Analyse des Strukturverhaltens von Druckbehältern ist schon seit einigen Jahrhunderten Thema vielseitiger Untersuchungen. Erste Erkenntnisse über die Spannungsanalyse von dünnwandigen Druckbehältern wurden bereits von Mariotte aus dem Jahr 1650 überliefert [61]. Es wurde bereits früh erkannt, dass die Beanspruchung in einem Behälter bei der Annahme einer sehr kleinen Wandstärke (Membran) gegenüber dem Radius mit einer vereinfachten Formulierung, der sog. Kesselformel, berechnet werden kann. Hieraus ergibt sich ein zweiachsiger Beanspruchungszustand, der über der Wandstärke konstant ist. Für die Herleitung der Kesselformel sei auf [62] verwiesen.



**Abb. 7: Einfluss des Radiusverhältnisses auf den Umfangsspannungsverlauf über der Koordinate in Wandstärkenrichtung [35]**

1852 untersuchte Lamé in [63] erstmalig theoretische Grundlagen zu dickwandigen Behälterstrukturen. In seinen Untersuchungen erkannte er Ungenauigkeiten in den Ergebnissen der Kesselformel, die bei größeren Wandstärken an Signifikanz zunehmen.

Dabei lässt sich die Abweichung der dickwandigen Spannungsanalyse zur Kesselspannung quantifizieren. Die prozentuale Abweichung der Umfangsspannung stellt Abb. 7 für verschiedene Radiusverhältnisse  $R_{\text{außen}}/R_{\text{innen}}$  ( $1 = \text{Membran}$ ,  $\infty = \text{dickwandig}$ ) grafisch dar. Die Abszisse beschreibt die normierte Wandstärke ( $0 = \text{Behälterwand innen}$ ,  $1 = \text{Behälterwand außen}$ ). Die Längsspannung hingegen ist für die dickwandige und dünnwandige Betrachtung über der Behälterwandstärke nahezu konstant. Deshalb zeigt Abb. 8 den Einfluss des Radiusverhältnisses auf die Längsspannung bezogen auf die Kesselspannung. Dabei beziehen sich die Betrachtungen der Abb. 7 und 8 nur auf isotrope Strukturen.



**Abb. 8: Einfluss des Radiusverhältnisses auf den Längsspannungsverlauf [35]**

Mit der Verstärkung von Druckbehältern durch Faserverbundmaterialien zu einem Hybridbehälter wurde das Themenfeld der Faserverbundwerkstoffe untrennbar mit dem des Druckbehälters verknüpft. Untersuchungen der Dickwandigkeit von Jakobi in [64] an rohrförmigen Bauteilen aus Faserverbundwerkstoffen und neueste Untersuchungen von Novak in [65] an Hybridbehältern zeigen, dass sich der Ort der maximalen Werkstoffanstrengung bei anisotropen Strukturen über der Wanddicke verschieben kann. Die Verschiebung ist dabei vom Anisotropiegrad abhängig und kann das Versagensverhalten bzw. den Versagensort maßgeblich beeinflussen. Als Grenze für eine dünnwandige Betrachtung gibt Tsai ein Grenzverhältnis von Außen- zu Innenradius mit 1,1 an.

Das Versagensverhalten von Druckbehältern hat sich mit der Nutzung von Faserverbundmaterialien ebenfalls stark verändert. Geläufige Versagensmechanismen von monolithischen Materialien haben nur noch bedingt Gültigkeit. Die analytische Beschreibung von Faserverbundmaterialien mit ihren stark anisotropen und schichtorientierten Eigenschaften ist seitdem fester Bestandteil in der Hybridbehälter-Modellierung. Ein erstes Werk zur Beschreibung von Faserverbundwerkstoffen

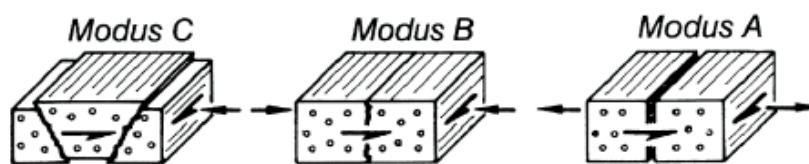
veröffentlichten u. a. Lekhnitskii und Tsai in [66]. Diese Arbeit beschreibt die Grundlagen zur Berechnung anisotroper Strukturen. Mit den Grundlagen der Schalen- und Plattentheorie befasst sich Timoshenko in [67]. Seine dargestellten Rechenmethoden bieten noch heute die Grundlage für die analytische Beschreibung von Schichtstrukturen in Hybridbehältern. Gädke beschreibt in [68] die hygrothermalen Eigenschaften kohlenstofffaserverstärkter Epoxidharze, wobei Schulte in [69] auf grundlegende Erkenntnisse zu den Eigenschaften von Faserverbundwerkstoffen eingeht. Dabei wurde erkannt, dass Faserverbundwerkstoffe ein komplexes Versagensverhalten aufweisen. Die derzeit aktuellsten Werke zu Faserverbundwerkstoffen bieten Wiedemann [2], Schürman [36] und Puck [70], [71]. Darin wird im Besonderen auf die mathematische Beschreibung der Schichtstrukturen und die Besonderheiten im Bruchgeschehen eingegangen. Grundlagen für die Beschreibung der Schichtstrukturen sind mikro- und makromechanische Ansätze. Die Mikromechanik befasst sich mit den Eigenschaften einzelner Fasern und der sie umgebenden Matrix. Über einen repräsentativen Ausschnitt des Faserverbundwerkstoffs erfolgt eine Bestimmung der Grund-Elastizitätsgrößen wie Modul, Querkontraktion oder Festigkeit. Voraussetzung dieser Rechenverfahren ist die Annahme von Idealisierungen, die als gegeben angenommen werden:

- Annahme kleiner Verformungen und lineares, ideal elastisches Verhalten
- Fasern verlaufen parallel und haben konstante Abmaße
- Vollständige Haftung zwischen Faser und Matrix
- Matrix verfügt über isotrope Eigenschaften.

Um die Berechnungen an die Realität anzupassen, werden oftmals halb- bzw. semiempirische Gleichungen eingesetzt, deren Korrekturfunktionen aus experimentellen Versuchen gewonnen werden. Für die Herleitungen der Gleichungen sei auf [36] verwiesen. Die Makromechanik betrachtet einzelne Schichten als homogenes Kontinuum. Dabei werden im Besonderen die Netztheorie (ausschließliche Berechnung des Fasernetzes, ohne Harzmatrix) und die Klassische Laminattheorie (CLT) als praxisrelevante Modelle aufgeführt. Die Besonderheit der Netztheorie ist, dass die Harzmatrix bei der Berechnung des FVW vernachlässigt wird. Dadurch ist es mit wenig mathematischem Aufwand möglich, schnelle Beurteilungen über die Tragfähigkeit des Fasernetzes zu erhalten. Die Ergebnisse sind allerdings ungenauer als die der CLT.

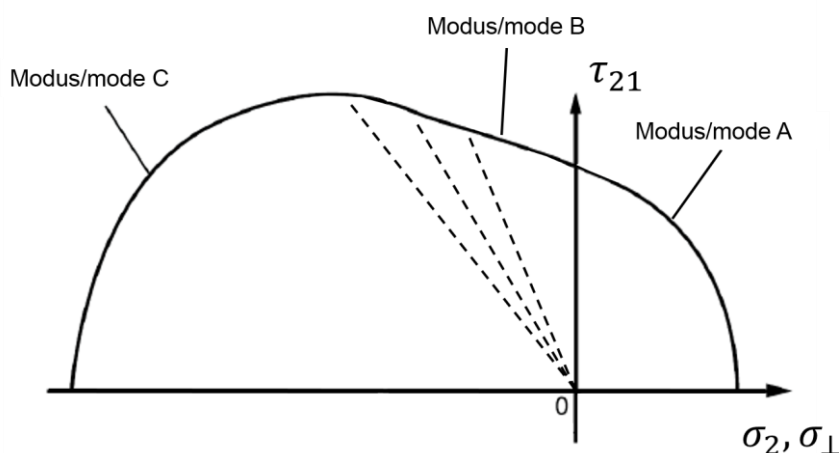
Die CLT ermöglicht eine schichtweise Analyse des Mehrschichtverbundes auf Basis unidirektionaler (UD) Schichten. Das hierfür genutzte Elastizitätsgesetz beschreibt das Werkstoffverhalten modellhaft durch das Hooke'sche Gesetz und geht dabei von einem linearen, ideal elastischen Werkstoffverhalten aus. Das bedeutet, dass das Verhalten zwischen den Verzerrungen und Spannungen durch einen konstanten

Proportionalitätsfaktor beschrieben werden kann und dabei keine zeitliche Verzögerung auftritt. Weiterhin verbleiben im Werkstoff nach einer Belastung keine bleibenden Verformungen. Mittels Superposition der Einzelschichten lässt sich der komplette Mehrschichtverbund (MSV) abbilden. Über ein geeignetes Stoffgesetz können letztendlich die Dehnungen und Spannungen jeder einzelnen Schicht berechnet werden. Mit einer anschließenden Festigkeitsanalyse kann die Auslastung des Materials ermittelt werden. Diese erfolgt im Gegensatz zu monolithischen Werkstoffen schichtweise. Eine Bewertung erfolgt über die Gegenüberstellung der zulässigen Festigkeitswerte mit den ermittelten Beanspruchungen. Faserverbundwerkstoffe besitzen typische Bruchmechanismen, die bei der Festigkeitsanalyse zusätzlich beachtet werden müssen. Aufgrund bekannter Versagensarten wird eine Berechnung des Bruchgeschehens nach einer von Puck in [70] beschriebenen Verfahrensweise (der Bruchanalyse) empfohlen. Hier wird das Bruchgeschehen jeder einzelnen UD-Schicht untersucht und in Versagensformen (Faserbruch (Fb) und Zwischenfaserbruch (Zfb)) unterteilt. Die Art des Versagens im Zwischenfaserbruch ist zusätzlich in Bruchmodi eingeteilt. Diese sind in Abb. 9 dargestellt. Welche Versagensform oder welcher Bruchmodus erreicht wird, hängt von der Belastungskombination aus Längs-, Quer- und Schubbeanspruchung ab.



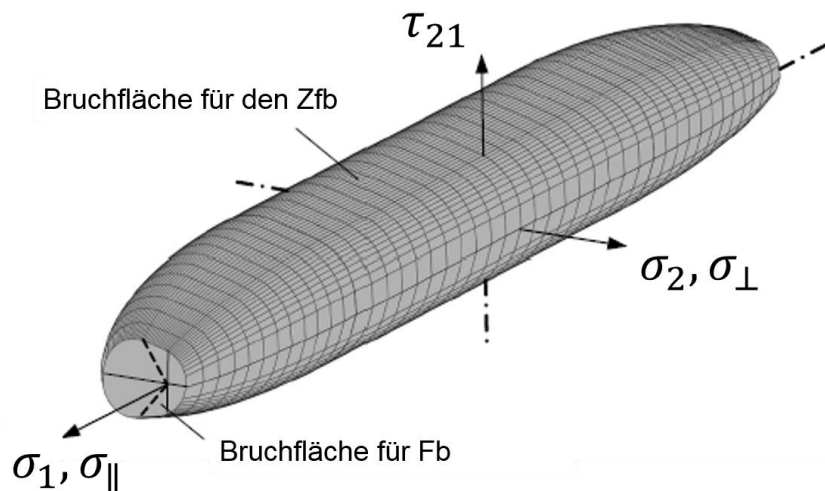
**Abb. 9: Bruchmodi des Zwischenfaserbruchs einer UD-Schicht [36]**

Die Bruchkriterien des Zwischenfaserbruchs ergeben die in Abb. 10 dargestellte Bruchkurve. In Abhängigkeit der Querbeanspruchung  $\sigma_2$  und der Schubbeanspruchung  $\tau_{21}$  sind die Bereiche der einzelnen Bruchmodi hierbei klar voneinander abgegrenzt.



**Abb. 10: Bruchkurve für den Zwischenfaserbruch einer UD-Schicht [36]**

Die vollständige Bruchfläche unter Berücksichtigung des Einflusses von faserparallelen Spannungen  $\sigma_1$  für die eben beanspruchte UD-Schicht stellt Abb. 11 mit der sog. „Bruchzigarre“ grafisch dar. Für weitere Details zur Verfahrensweise der Bruchanalyse oder Bruchkriterien sei auf die VDI-Richtlinien 2014 [72] und Schürmann [36] verwiesen.



**Abb. 11: Zfb-Bruchkörper für die UD-Schicht und deren ebenen Spannungszustand unter zusätzlicher Berücksichtigung des Einflusses von faserparallelen Spannungen [36]**

Es gibt noch ein weiteres Bruchkriterium, das sich bei der Anwendung von Faserverbundwerkstoffen etabliert hat: das Tsai-Wu-Bruchkriterium. Dabei wird im Spannungsraum ein Bruchkörper angenommen, der durch eine skalare Tensorgleichung beschrieben werden kann. Die Bestimmung der interaktiven Terme im Bruchkriterium erfolgt dabei im Experiment. Darüber hinaus gibt es eine große Anzahl weiterer Bruchkriterien, die u. a. im World-Wide-Failure-Exercise [73] sowie in [74], [75], [76] und [77] beschrieben werden, auf die hier im Detail aber nicht weiter eingegangen werden soll. Untersuchungen in [78] und [35] haben gezeigt, dass sich Zwischenfaserbrüche im speziellen Fall des Hybridbehälters nur gering auf die statischen Festigkeitseigenschaften des Faserverbundwerkstoffs auswirken, da hier die Belastungen hauptsächlich in Faserrichtung übertragen werden. Bereits während des Autofrettageprozesses konnte eine massive Überschreitung der Zwischenfaserbruchfestigkeit festgestellt werden, was zu einer undefinierten Anzahl an Zwischenfaserbrüchen in einem fabrikneuen Typ-III-Behälter führt. Eine detaillierte Betrachtung des Zwischenfasergeschehens ist unter diesen Umständen schwer realisierbar.



Eine Grundvoraussetzung für die Bestimmung der Spannungs- und Verzerrungszustände in einem Hybridbehälter ist die Nutzung geeigneter Berechnungsmethoden. Ein Verfahren ist die numerische Lösung. Hierzu gehören bspw. die Finite-Elemente-Methode (FEM) oder auch die Randelemente-Methode. Dabei wird die Struktur in eine beliebig große, aber endlich („finite“) kleine Anzahl von Elementen diskretisiert. Über geeignete Ansatzfunktionen können die Eigenschaften einzelner Elemente beschrieben und eine Lösung für das gesamte System berechnet werden. Es handelt sich dabei immer um eine numerische Näherungslösung, deren Genauigkeit vom Diskretisierungsgrad abhängig ist. Der Diskretisierungsaufwand ist dabei von der Qualität des Modells abhängig und beeinflusst direkt die aufzuwendende Rechenleistung.

Ein weiteres Verfahren ist die geschlossen analytische Lösung. Im Falle des Hybridbehälters wird über ein Stoffgesetz eine Verknüpfung zwischen den Verzerrungen und Spannungen hergestellt. Die Lösung dieses Ansatzes ist ebenfalls nur über Vereinfachungen realisierbar, welche die Genauigkeit beeinflussen. Die analytische Lösung bietet jedoch bei der Hybridbehälter-Modellierung einige Vorteile. Aufgrund der Schichtstruktur des Hybridbehälters kann das Strukturverhalten analytisch mittels CLT betrachtet werden; dabei lassen sich besonders Rand- und Geometriebedingungen übersichtlich einbinden. Eine Sensitivitätsstudie lässt sich mit wenigen Parametern besonders rechenzeiteffizient durchführen.

Seit der Entwicklung von Hybridbehältern gibt es zahlreiche Untersuchungsgebiete, die sich mit konkreten Detailfragen mehrschichtiger, fasерumwickelter Behälter und deren Spannungszuständen auseinandersetzen. Spannungs- und Dehnungszustände im Hybridbehälter durch Umwelteinflüsse untersuchen Hyer [79] und Kollar [80]. Diese Arbeiten führen zu der Erkenntnis, dass im Rahmen der Membrantheorie (s. Kapitel 5.1) die Berechnung einer verschmierten „virtuellen“ Schicht gegenüber einer schichtweisen Rechenweise gleichwertig ist. Ein numerisches Analysemodell des Spannungszustandes infolge von Außen- und Innendruckbelastungen unter Betrachtung des Faservolumengehaltes veröffentlichten Verijenko et al. in [81]. Ein analytisches Modell auf Basis der klassischen Laminattheorie für einen vollumwickelten Hybridbehälter beschreibt Lifshitz in [82]. Mit dem Modell werden unterschiedliche Behälterdesigns hinsichtlich Berstdruck und Effizienz verglichen. Dabei wird die Effizienz der Behälterwicklung als Produkt von Berstdruck und Volumen im Verhältnis zum Gewicht definiert. Völzke in [83] untersucht Optimierungsmöglichkeiten teilarmierter Hochdruckbehälter unter den Gesichtspunkten der gewichts-, kosten- und materialminimalen Auslegung. Weitere Optimierungsmöglichkeiten hinsichtlich der Wickelrichtung, Faserverteilung,

Behälterbodenform, Zuverlässigkeit und Berstdrucksteigerung untersuchen die Autoren in [84 - 88].

Im Rahmen eines Forschungsprogramms der NASA zeigt Jones in [89] die Vorteile des Eigenspannungszustandes und einer Fail-Safe-Auslegung. Die Spannungsanalysen wurden dabei mithilfe der Finiten-Elemente-Methode durchgeführt. Ziel des Eigenspannungszustandes ist die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit des Aluminium-Liners durch Reduzierung der Mittelspannung. Dies kann durch den Autofrettageprozess oder durch eine erhöhte Faservorspannung realisiert werden. Der Untersuchung des plastischen Verhaltens des Metall-Liners widmen sich Betten [44] und Lubarda [45]. Das Strukturverhalten eines Typ-II-Hybridbehälters mit Autofrettageprozess stellt Teply in [90] vor. Genauso wie Barbero in [91] und [92] wird der Autofrettageprozess einachsig sowie ohne Faservorspannung simuliert. Barbero untersucht jedoch zusätzlich den Temperatureinfluss auf den Autofrettageprozess. Costa in [93] und Krieger in [94] simulieren in einer aufwendigen Prozedur den Wickelprozess. Hierbei wird jedoch kein Temperatureinfluss betrachtet. Thesken in [95] wiederum simuliert den Eigenspannungszustand aus dem Autofrettageprozess sowie dem Wickelprozess. Der Temperatureinfluss wird dabei nicht berücksichtigt. Den Einfluss der Dickwandigkeit auf die Strukturoptimierung von Hybridbehältern untersucht Novak in [65]. Dabei wird der Eigenspannungszustand als Konstante implementiert, aber kein Temperatureinfluss berücksichtigt. Arafath et al. in [96] und [97] nutzen eine analytisch geschlossene Lösung zur Simulation des Hybridverhaltens an einem Biegebalken. Es werden thermische Einflüsse, jedoch keine Eigenspannungen und Schichtanordnungen simuliert. Vlot et al. in [98] nutzen eine analytisch geschlossene Lösung in Kombination mit der CLT, um das Strukturverhalten von Hybridmaterialien zu untersuchen. Untersuchungsgegenstand ist dabei der im Airbus A380 eingesetzte Werkstoff GLARE (Glass Laminate Aluminium Reinforced Epoxy). Anders in [35] simuliert mit seinem analytischen geschlossenen Modell erstmalig den Eigenspannungszustand unter Einbindung von Fertigungs- und Betriebsparametern auf Basis der CLT. Hierbei untersucht er die Auswirkungen von Temperatur- und Parametervariationen auf den Eigenspannungszustand. Es werden dabei über den Materialquerschnitt konstante Temperaturen angenommen. Zu instationären Temperaturentwicklungen im Behältermaterial und Überschreitungen der Glasübergangstemperatur einzelner Faserlagen konnten in der Literatur keine Untersuchungen gefunden werden.

## 2.5 Erkenntnisse zum Stand der Technik

In den vorliegenden Abschnitten ist der recherchierte Wissensstand zu den Themengebieten der Zulassungsverfahren, der mechanisch-thermischen Eigenschaften und der Modellierung von Druckbehältern aus Faserverbundwerkstoffen dargestellt. Aus der Problemdefinition in Kapitel 1.1 und dem Stand der Technik in Kapitel 2 können folgende Erkenntnisse zusammengefasst werden:

- Aufgrund der Komplexität der Anwendungsbereiche und der damit verbundenen gesetzlichen Vorschriften werden sechs repräsentative Anwendungsbereiche analysiert, die das eingangs dargestellte Problemfeld umfangreich beleuchten:
  1. Gastransport Landverkehr (Gefahrgutbereich)
  2. Automotivbereich mit Wasserstoffantrieb (gasförmig)
  3. Brandbekämpfung
  4. Atemluftflasche (Betriebs- und Gerätesicherheit)
  5. Füllvorgänge (siehe Kapitel 3, Betriebssicherheit)
  6. Entleerungsvorgänge (siehe Kapitel 3, Betriebssicherheit)
- Die Temperaturprüfungen für die Zulassung von Typ-III-Hybridbehältern werden in harmonisierten Normen oder Rechtsvorschriften beschrieben, die hauptsächlich aus dem Gefahrgutrecht stammen. Hier liegt der Prüftemperaturbereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $65\text{ °C}$ . Mit den Prüfungen werden die Behälter auf eine bestimmte Lebenszeit (Langzeitbelastung) ausgelegt.
- Die Temperaturprüfungen der PSA erfolgen in einem Temperaturbereich zwischen  $85\text{ °C}$  und  $900\text{ °C}$ . Diese Prüfungen sollen die Funktionsfähigkeit bei kurzzeitiger Belastung sicherstellen.
- Der zugelassene Temperaturbereich der Atemluftflasche liegt zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $65\text{ °C}$ .
- Die Temperaturprüfungen für Typ-III Hybridbehälter erfolgen bei stabilisierten Temperaturen. Während der Tests kann die Temperatur im gesamten Behälter als konstant angenommen werden.
- Die Feuerwehren nutzen Typ-III-Hybridbehälter als Atemluftflasche für die Brandbekämpfung. Hier sind die Behälter extremen thermischen Kurzzeitbelastungen ausgesetzt (typisches Belastungsprofil von  $130\text{ °C}$  –  $250\text{ °C}$ , 10 Minuten [10]).
- Die Materialtemperaturen der Atemluftflasche während der Brandbekämpfung sind nicht bekannt. Der thermisch sichere Bereich konnte bisher noch nicht eingeschätzt werden.

- Als Bestandteil der Persönlichen Schutzausrüstung fällt die Atemluftflasche als Atemschutzgerät in den Prüfbereich der PSA. Im Gegensatz zum Gefahrgutrecht sind hier für die Atemluftflasche keine adäquaten Funktionsprüfungen vorgesehen.
- Die Glasübergangstemperatur der Harzmatrix von Feuerwehrlaschen wird von den Herstellern vertraulich behandelt und ist nicht bekannt.
- In Faserverbundwerkstoffen können Schädigungen auch ohne optische Merkmale hervorgerufen werden. Dies wird als „performance degradation“ bezeichnet.
- Die Harzmatrix ist besonders temperaturempfindlich. Bei Annäherung an die Glasübergangstemperatur können sich die Materialeigenschaften entscheidend verändern. Die Harzeigenschaften haben einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss auf die Strukturintegrität des Hybridbehälters.
- Es ist nicht bekannt, wie sich kurzzeitige Überschreitungen der Glasübergangstemperatur auf die Integrität des Hybridbehälters auswirken.
- Für Harzsysteme von Hybriddruckbehältern im Temperaturbereich unterhalb der Glasübergangstemperatur existieren von [35] und [99] umfangreiche Versuchsdaten, die in dieser Arbeit genutzt werden können.
- Der Faserverbundwerkstoff bestimmt in einem Typ-III-Hybridbehälter die statische Festigkeit. Hingegen bestimmt der teillasttragende Aluminium-Liner dessen Lastwechselgrenze.
- Es gibt bisher keine etablierten Prüfmethode, um Degradationsvorgänge oder den Degradationsstatus eines Hybridbehälters zu quantifizieren. Zudem besitzen die Behälter ein hohes Streuverhalten in der zyklischen und statischen Festigkeit. Aus diesem Grund sind Hybridbehälter mit hohen Sicherheitsbeiwerten ausgestattet (Unsicherheitszuschlag der Faserverbundschicht).
- Extreme Temperaturen im Behälter können zu Verschiebungen des Eigenspannungszustandes führen und somit das Lastwechselverhalten beeinflussen.
- Es gibt bisher kein analytisches Hybridbehältermodell, das in der Lage ist:
  - a. zeit- und schichtabhängige Materialtemperaturen zu erfassen,
  - b. zeitabhängige Betriebsbeanspruchungen zu implementieren,
  - c. die Überschreitung der Harz-Glasübergangstemperatur einzelner Schichten zu berücksichtigen.
- Eine analytisch geschlossene Lösung zur Simulation des Hybridverhaltens ist besonders recheneffizient. Hierbei lassen sich die CLT, der Eigenspannungszustand, Fertigungs- und Betriebsparameter sowie eine Bruchanalyse in einem Modell vereinen.

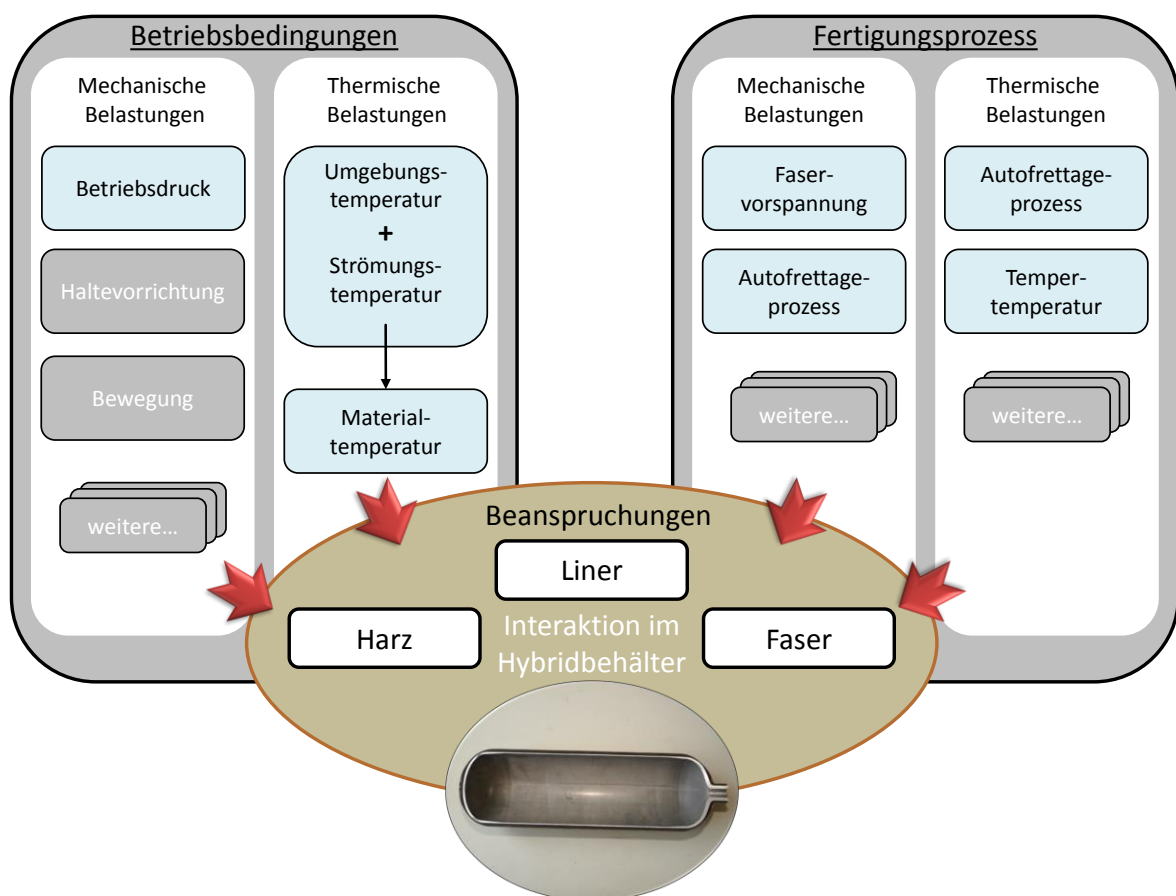
- Die CLT lässt sich zu einer quasistationären Lösung erweitern. Dabei werden alle Zustände zeitabhängig.
- Mit der Zuweisung schichtabhängiger Materialtemperaturen lässt sich mit der CLT eine stufenweise Annäherung an das reale Temperaturprofil abbilden.

Nachfolgend werden Defizite aufgeführt, die bei gemeinsamem Auftreten ein Sicherheitsrisiko darstellen:

1. Es ist nicht bekannt, welche Materialtemperaturen in der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung entstehen.
2. Es werden für die Zulassung von Feuerwehr-Atemluftflaschen Normen aus dem Gefahrgutrecht verwendet. Es ist nicht bekannt, ob die darin angewendeten Temperaturprüfungen die Realität ausreichend abbilden.
3. Es gibt keine visuellen und technischen Verfahrensweisen, die Degradationsvorgänge im Faserverbundwerkstoff (besonders im Bereich des Hybridbehälters) nachweisen.
4. Temperaturschädigungen im Faserverbundwerkstoff entstehen auch ohne sichtbare Zeichen.
5. Im Bereich der Hybridbehälter gibt es keine Untersuchungen über die Auswirkungen extremer Umgebungstemperaturen.
6. Bisher sind Typ-III-Hybridbehälter mit hohen Sicherheitsreserven ausgestattet. Dies widerspricht der Leichtbauphilosophie. Somit sind die Hersteller bestrebt, Kosten und Material zu reduzieren.
7. Der thermisch sichere Bereich des Typ-III-Hybridbehälters bei überhöhten Temperaturen ist nicht bekannt. Es besteht die Gefahr eines unvorhersehbaren Versagens.

### 3 Betriebsbelastungen von Typ-III-Hybridbehältern

In diesem Kapitel erfolgt eine Analyse der in Kapitel 2.1 vorgestellten Anwendungsbereiche mit dem Ziel, derzeitige zu erwartende Betriebsbelastungen zu erfassen. Im Vergleich zu monolithischen Druckbehältern verfügen Hybridbehälter über ein deutlich komplexeres Materialverhalten. Von außen auf den Behälter einwirkende Bauteilbelastungen führen zu Materialbeanspruchungen, die alle Einzelkomponenten (Liner, Faser und Harzmatrix) und auch deren Interaktion beeinflussen. Die Beanspruchungen entstehen nicht nur im Betrieb der Behälter, sondern werden auch bereits während der Fertigung beabsichtigt oder unabsichtlich eingebracht. Diese Zusammenhänge werden in Abb. 12 grafisch verdeutlicht.



**Abb. 12: Bauteilbelastungen und Werkstoffbeanspruchungen im Typ-III-Hybridbehälter**

Thermisch induzierte Beanspruchungen resultieren auf der betrieblichen Seite aus Umgebungstemperaturen und aus Temperaturentwicklungen, die aufgrund der Kompression bzw. Entspannung der Gase beim Befüllen bzw. Entleeren entstehen. Abhängig von der Art und der Einwirkzeit führen diese Belastungen zu Materialtemperaturen, die jede Komponente des Behälters in ihren Eigenschaften und Abmaßen beeinflussen. In der Fertigung werden die Beanspruchungen durch thermische Umgebungsbedingungen wie bspw. dem Temperprozess oder einfach nur der

Fertigungstemperatur gewollt oder ungewollt in das Material eingebracht. Analog erfolgt der Einfluss mechanisch induzierter Beanspruchungen. Das sind bspw. der Betriebsdruck, Haltevorrichtungen und Bewegungen auf der Betriebsseite sowie Faservorspannung und der Autofrettagedruck auf der Seite der Fertigung. Die in der Fertigung eingebrachten Zustände können vom Anwender nicht manipuliert werden; sie sind unabhängig von den betrieblichen Abläufen. Diese Belastungen werden in diesem Kapitel nicht näher betrachtet. Hier sei auf Kapitel 5.2 verwiesen. Für einen direkten Vergleich der Anwendungsbereiche beschränken sich die Analysen in diesem Kapitel auf den Betriebsdruck und die Materialtemperatur. Belastungen aufgrund äußerer mechanischer Einwirkungen sowie plötzlich eintretender Extremereignisse wie Unfälle oder Explosionen werden nicht betrachtet.

### **3.1 Analyse ausgewählter Anwendungsbereiche**

#### **3.1.1 Gastransport Landverkehr**

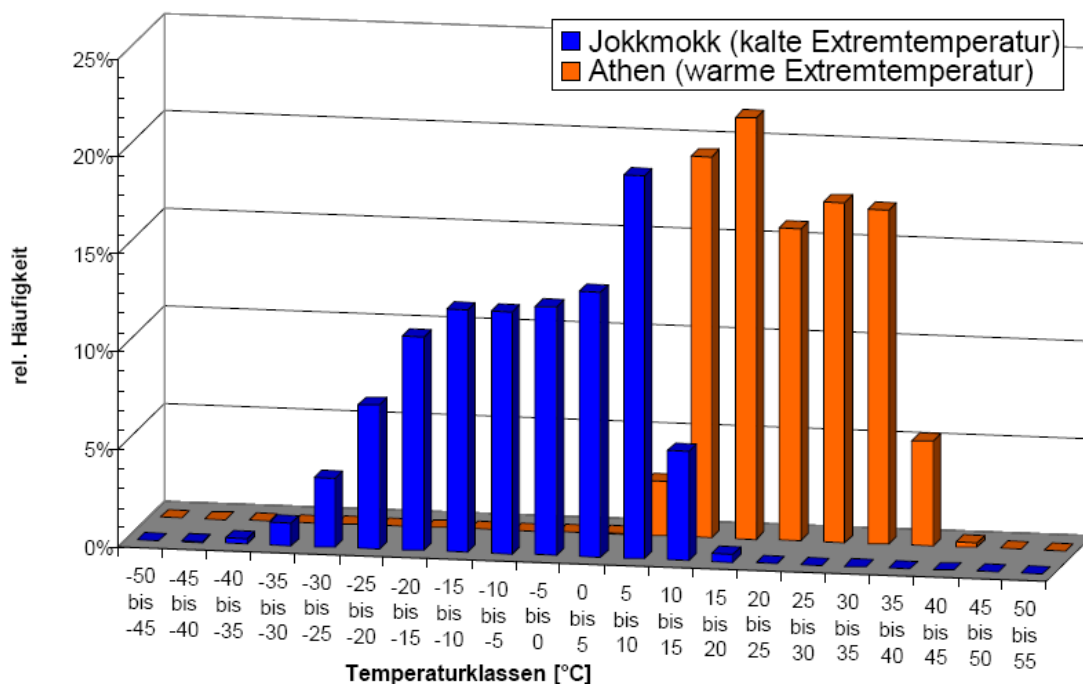
In der Transportbranche werden Hybridbehälter für eine flexible Belieferung mit Gasen schon seit vielen Jahren eingesetzt. In Zeiten der Nutzung erneuerbarer Energien und der Suche nach Transportlösungen für regenerative Energieträger spielen das Gewicht und der Betriebsdruck dieser Behälter eine wesentliche Rolle. Moderne Trailerfahrzeuge bestehen aus übereinanderliegenden bzw. nebeneinanderstehenden Einzelbehältern oder Behälterbündeln. Abb. 13 zeigt ein Trailerfahrzeug, das in der Lage ist, über 1100 kg gasförmigen Wasserstoff bei 500 bar Betriebsdruck zu befördern.



**Abb. 13: Trailerfahrzeug zur Beförderung von Wasserstoff [51]**

Aus Abb. 13 wird ersichtlich, dass die Behälter der freien Umgebung ausgesetzt sind. Ein Wärmeeinfluss vom Zugfahrzeug kann im Normalbetrieb ausgeschlossen werden. Die

Temperaturen sind von den klimatischen Bedingungen ihres Einsatzortes vorgegeben. Da innerhalb Europas große Temperaturunterschiede auftreten können, ist es sinnvoll, für die Transportbranche ein repräsentatives Temperaturintervall anzunehmen. Anders hat in [35] eine statistische Auswertung von europäischen Klimadaten über einen Zeitraum von 30 Jahren durchgeführt. Hierfür wurden Daten aus [100] und [101] nach dem von Hartung in [102] beschriebenen Verfahren statistisch ausgewertet und in Häufigkeitsklassen unterteilt. Die Jahresmittelwerte der Häufigkeitsklassen für kalte und warme Extremwerte in Jokkmokk (Schweden) und Athen (Griechenland) sind in Abb. 14 dargestellt.



**Abb. 14: Klimaauswertung für Europa [35]**

Aus Abb. 14 wurde ein repräsentatives Temperaturintervall von -40 bis +45 °C für den Gastransport im Landverkehr europaweit abgeleitet. Der Betriebsdruck ist während des Transportvorgangs über einen längeren Zeitraum konstant. Die Behälter werden zu einem überwiegenden Teil statisch belastet. Aufgrund der hohen Behältervolumina haben Füll- und Entleerungsvorgänge im Gastransport eine vergleichsweise geringe thermische Relevanz.

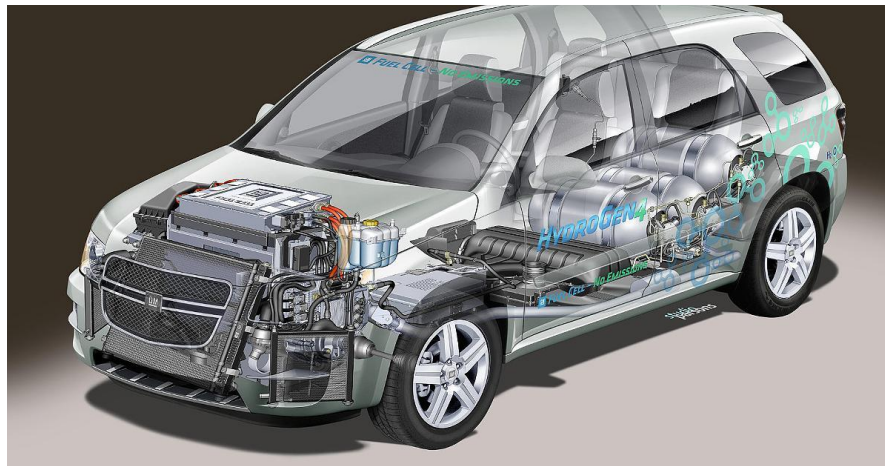
### 3.1.2 Automotivbereich mit Wasserstoffantrieb (gasförmig)

Im Automotivbereich dienen Hybridbehälter der Speicherung spezifischer Antriebsenergie. Dabei sollen leichte Behälter mit möglichst hohem Betriebsdruck maximale Reichweiten realisieren. Die Platzierung der Behälter erfolgt dabei je nach Fahrzeugtyp an



unterschiedlichen Stellen. Von der Montage im Kofferraum bis zum Innenraum sind alle nur denkbaren Einbauorte realisierbar.

Abb. 15 zeigt einen wasserstoffbetriebenen PKW mit drei im unteren Heckbereich angeordneten Hybridbehältern.



**Abb. 15: PKW mit Wasserstoffantrieb [103]**

Außer bei der Befüllung und Entleerung sind die Temperaturen der Behälter wie in der Transportbranche nur von den Umgebungsbedingungen abhängig. Jedoch kann starke Sonneneinstrahlung zu hohen Temperaturen im Innenraum des Fahrzeugs führen. Eine Untersuchung von Grundstein in [104] hat gezeigt, dass in einem Kraftfahrzeug bei direkter Sonneneinstrahlung eine Innenraumtemperatur von 66 °C erreicht werden kann. Somit wird für den Automotivbereich ein repräsentatives Temperaturintervall von -40 bis +65 °C angenommen. Im Normalbetrieb fällt der Betriebsdruck während des Fahrzyklus stetig zu einem Minimaldruck ab, wonach die Betankung eingeleitet werden muss. Auch hier werden die Behälter überwiegend statisch belastet. Im Gegensatz zum Gastransport werden jedoch häufigere Füllzyklen vollzogen. Schnelle Druckveränderungen, die innerhalb von Minuten stattfinden, sind jedoch nicht zu erwarten. Für den Automotivbereich erfolgt eine Analyse der Füll- und Entleerungsprozesse gesondert in Abschnitt 3.1.4.

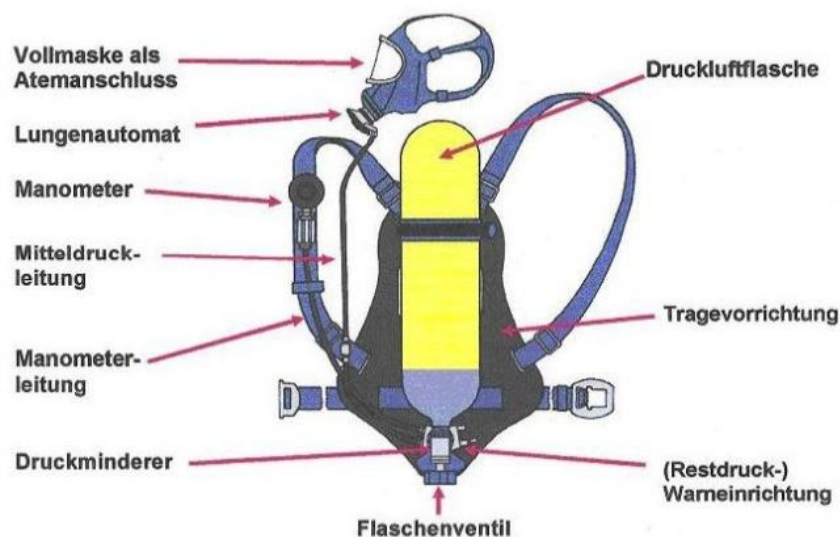
### **3.1.3 Atemluftflasche**

Im normalen Einsatzbetrieb einer Atemluftflasche, wie bspw. im Tauchsport, erfolgt der Einsatz im Freien oder unter Wasser. Es ist aber auch möglich, dass eine Atemluftflasche in einem Fahrzeug transportiert wird. Hier können die Umgebungstemperaturen denen des Automotivbereichs gleichgesetzt werden. Wie Abb. 16 verdeutlicht, sind die Betriebsbelastungen in der Brandbekämpfung bei der Feuerwehr wesentlich komplexer; deshalb wird nachfolgend auf dieses spezielle Einsatzgebiet näher eingegangen.



**Abb. 16: Einsatzkraft der Feuerwehr im Brandeinsatz [105]**

Die Feuerwehr verwendet Druckbehälter in der Atemschutztechnik, um die Einsatzkräfte vor schädlichen Gasen und Dämpfen in der Atemluft zu schützen. Um eine möglichst lange Einsatzzeit zu erreichen, ist es notwendig, einer Einsatzkraft einen großen Vorrat an Atemluft mobil zur Verfügung zu stellen. Nach langjähriger Verwendung von Stahlbehältern werden seit ca. 15 Jahren Typ-III-Atemluftflaschen aus Faserverbundwerkstoffen eingesetzt. Hierdurch ist es möglich, wesentlich mehr nutzbare Atemluft bei geringerem Materialgewicht zu transportieren.



**Abb. 17: Atemschutzgerät der Feuerwehr mit Anschlussbezeichnungen [106]**

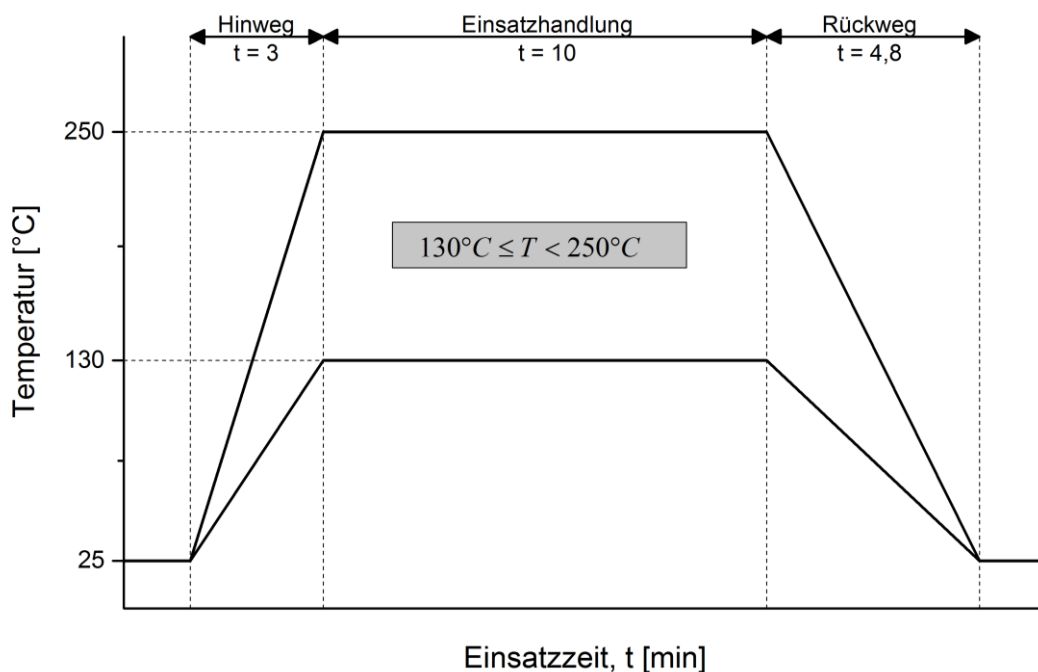
In Verbindung mit Trage-, Drucküberwachungs- sowie Be- und Entnahmeeinrichtungen bilden diese Komponenten gemeinsam das Atemschutzgerät (siehe Abb. 17). Die

Kombinationen aus Atemschutzgerät und weiteren Ausrüstungsgegenständen, wie Schutzkleidung, Schutzhandschuhe oder Schutzhelm, werden mit dem Terminus Persönliche Schutzausrüstung (PSA) zusammengefasst.

Aufgrund von Unfällen [10] im Feuerwehrdienst durch thermische Einwirkungen auf die PSA wurde im Jahre 2008 ein dreiteiliges Forschungsvorhaben vom Arbeitskreis V der Ständigen Konferenz der Innenminister und -senatoren der Länder – Ausschuss Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung initiiert, um die „[...] in der Einsatzpraxis zu erwartenden extremen thermischen Belastungen auf die Persönliche Schutzausrüstung bei einmaligem und mehrfachem Gebrauch während der Brandbekämpfung (bei Einsätzen und entsprechenden Übungen im Rahmen der Ausbildung in Brandübungsanlagen bei den Feuerwehren) aufzuzeigen und zu bewerten“ [10]. In der Situationsanalyse wurde festgestellt, dass die Schutzkleidung der Feuerwehren hinsichtlich ihrer Wärme- und Flammenbeständigkeit erheblich verbessert wurde und höhere Wärmebelastungen als bisher absorbiert werden können. Im ersten Teilschritt des Forschungsvorhabens wurden zahlreiche Einsatzszenarien in Brandübungsanlagen durchgeführt. Dabei wurden die Einsatzkräfte mit umfangreicher Sensorik ausgestattet und die Temperaturen an der Oberfläche unterschiedlichster Punkte der PSA gemessen. Die Temperaturversuche bauten u. a. auf Erkenntnissen interner Forschungsvorhaben der Firma Dräger in Kooperation mit der DMT-Gesellschaft für Forschung und Prüfung (H.-D. Dortmann), sowie mit dem Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt auf, die dem Themenfeld der erhöhten Einsatztemperaturen auf Feuerwehr-Atemluftflaschen erstmalig besondere Aufmerksamkeit widmeten. Aus den Erkenntnissen der Einsatzszenarien wurde ein typisches Belastungsprofil für die Brandbekämpfung in einem Feuerwehreinsatz festgelegt. Die ermittelten Umgebungstemperaturen zeigt Abb. 18. Das vollständige Belastungsprofil gemäß [10] ist dem Anhang A zu entnehmen. Die Brandbekämpfung wird gemäß Feuerwehrdienstvorschrift 7 [107] in Hinweg, Einsatzhandlung und Rückweg eingeteilt. Wie in Abb. 18 dargestellt ist, wurde in [10] davon ausgegangen, dass die Strahlungsexposition bei der Einsatzhandlung in einem Temperaturintervall zwischen 130 °C bis 250 °C angenommen werden muss. Die Zeit der Einsatzhandlung, die im weiteren Verlauf dieser Arbeit auch als Expositionszeit bezeichnet wird, wurde auf maximal 10 Minuten begrenzt.

Im zweiten und dritten Teilschritt des o.g. Forschungsvorhabens [108] und [109] wurden fabrikneue und gebrauchte Atemschutzgeräte, Vollmasken und Lungenautomaten untersucht. Der Fokus dieser Untersuchungen lag darin, die Grenzen der thermischen Belastbarkeit dieser einzelnen Komponenten zu ermitteln. Mit dieser Thematik befasste

sich auch Neske in [110]. Hier lag das Untersuchungsziel in der Entwicklung angepasster Prüfverfahren, um die thermischen Belastungen optimaler an die realen Temperaturbedingungen der Brandbekämpfung anzupassen. Neske untersuchte in umfangreichen experimentellen Versuchen die Auswirkungen hoher thermischer Belastungen auf die Funktionsfähigkeit von PSA-Komponenten, wie Feuerwehrsutzbekleidung, Helm, Vollmaske und Lungenautomat (siehe Abb. 17). Stielow et al. in [111] und [112] untersuchten in Realbrandübungen im Brandstollen zeitabhängige Temperaturverläufe an unterschiedlichen Punkten der PSA. Hier konnte gezeigt werden, dass besonders am Helm der Einsatzkraft Temperaturspitzen bis zu 295 °C auftreten können. Die Maximaltemperatur am mittleren Mantelbereich der Atemluftflaschen lag in diesen Versuchen bei 190 °C.



**Abb. 18: Umgebungstemperaturen bei der Brandbekämpfung**

In den Veröffentlichungen [10] und [108 - 112] wurde eindeutig festgestellt, dass bei der Brandbekämpfung die zulässige Höchsttemperatur der Typ-III-Atemluftflasche von 65 °C [9] (siehe hierzu auch Kapitel 2.1) zum Teil erheblich überschritten wird. Daraufhin erfolgten aufwendige Prüfkampagnen, um die Auswirkungen bzw. die Betriebssicherheiten der PSA-Komponenten detailliert einzuschätzen. Im Detail wurde jedoch nicht untersucht, inwieweit sich die überhöhten Temperaturen auf das Material der Typ-III-Atemluftflasche auswirken bzw. welche Materialtemperaturen sich aus den Einsatzbedingungen innerhalb der Atemluftflasche ergeben. Zu dieser Thematik sind dem Verfasser keine Literaturquellen bekannt. Im Gegensatz zum Gastransport oder

Automotivbereich (ausgenommen Füll- und Entleerungsprozesse), bei denen sich die Materialtemperaturen der Druckbehälter aus den klimatischen Bedingungen des Einsatzortes ableiten lassen, ist das Betriebstemperaturverhalten der Typ-III-Atemluftflasche unter Umgebungstemperaturen der Brandbekämpfung wesentlich komplexer. Die resultierenden Materialtemperaturen, durch kurzzeitige aber extreme Temperatureinwirkungen, lassen sich nur noch mit instationären Berechnungsmethoden erfassen.

Die Temperatur im Behältermaterial der Atemluftflasche wird von einer weiteren Besonderheit im Brandeinsatz beeinflusst. Der schnelle Entleerungsprozess der Atemluftflasche, der durch die hohe körperliche Belastung des Atemschutzgeräteträgers verursacht wird, hat Abkühlungen im Flascheninnenraum zur Folge. Wie in Abb. A1 dargestellt wird, fällt der Betriebsdruck innerhalb weniger Minuten auf ein Minimum ab. In der Einsatzhandlung (Expositionszeit) wird der Atemluftverbrauch gemäß [10] mit 630 Litern angegeben. Das entspricht einem Verbrauch von 63 Litern pro Minute. Die Entleerungsgeschwindigkeit ist jedoch nicht statisch, sondern vom Einsatzverhalten bzw. der sportlichen Konstitution der Einsatzkraft abhängig. Da das Einsatzverhalten sowohl die Temperatur als auch den Betriebsdruck entscheidend beeinflusst, wird der Atemluftverbrauch in dieser Arbeit mit zwei Belastungsstufen angenommen. Laut Knorr [113] und Gabler [114] liegt der Atemluftverbrauch bei mittlerer und hoher Belastung zwischen 30 und 80 Litern pro Minute. Die Belastungsstufen werden deshalb nachfolgend unterteilt:

- mittlere Belastung (30 l/min Atemluftverbrauch)
- hohe Belastung (80 l/min Atemluftverbrauch)

Mit Annahme einer annähernd gleichmäßigen, linearen Luftentnahme ergibt sich der in Abb. 19 dargestellte Druckverlauf. Hin- und Rückweg erfordern laut [10] 120 bzw. 240 Liter Atemluft. Dies entspricht einer Druckreduzierung von 20 bzw. 40 bar. Somit reduziert sich der nutzbare Luftvorrat von 1650 Litern [10] nach dem Hinweg auf 1530 Liter (ca. 280 bar) für die Einsatzhandlung. Bei einem Atemluftverbrauch von 30 l/min reduziert sich der Betriebsdruck nach 10 Minuten auf 226 bar, bei 80 l/min auf 135 bar. Die thermische Analyse der Füll- und Entleerungsprozesse erfolgt gesondert in Abschnitt 3.1.4.

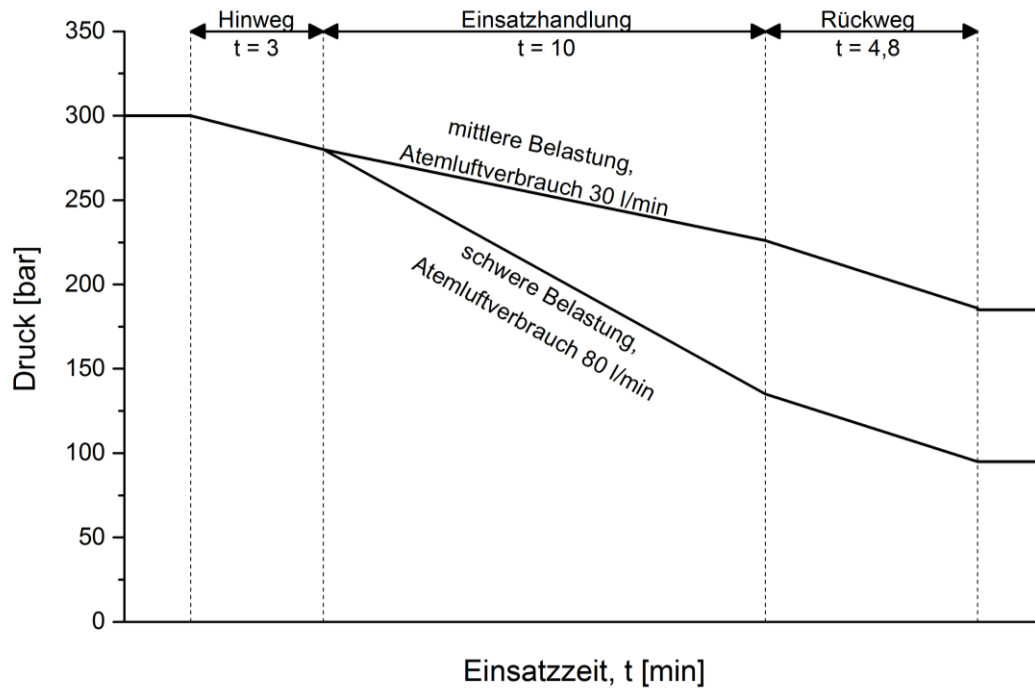


Abb. 19: Druckverlauf bei der Brandbekämpfung

### 3.1.4 Füll- und Entleerungsvorgänge

In allen betrachteten Anwendungsbereichen müssen Füll- und Entleerungsvorgänge durchgeführt werden, um die Füllmedien in den bzw. aus dem Behälter zu befördern. Die dabei ablaufenden Strömungsprozesse und Kompressionszustandsänderungen führen zu Erwärmungen bzw. Abkühlungen im Inneren des Behälters (Joule-Thomson-Effekt [115]). Die Temperaturentwicklung ist dabei von der Strömungsgeschwindigkeit, dem Medium und dem Behältermaterial abhängig. Nachfolgend werden diese Zusammenhänge analysiert.

#### Füllvorgang

Im Automotivbereich soll ein möglichst schneller Füllprozess, der sog. „fast filling process“, die Füllzeit reduzieren. Auch bei den Füllprozeduren orientieren sich die thermischen Obergrenzen an der minimalen bzw. maximalen Zulassungstemperatur. So liegt bspw. im Wasserstofftransport die Temperatur-Obergrenze bei 85 °C, im Bereich der Atemluft bei 65 °C (siehe Kapitel 2.1). Besonders im Bereich leicht entzündlicher Stoffe, wie dem Wasserstoff, gibt es zahlreiche Autoren, die sich mit der Temperaturentwicklung im Füllprozess auseinandersetzen. Hirotsu et al. [59] und Heitsch et al. [116] haben in Versuchen und Simulationen gezeigt, dass das Material des Liners einen großen Einfluss auf die Temperaturentwicklung im Behälter ausübt. Ein Typ-III-Hybridbehälter mit Aluminium-Liner erwärmt sich nicht so stark wie ein Typ-IV-Behälter mit Kunststoff-Liner. Im Gegensatz zum Kunststoff führt die hohe Leitfähigkeit des Aluminiums zu einer

schnelleren Temperaturableitung und somit zum Abbau von Temperaturspitzen. Demzufolge haben sich unter anderem Barral, Pregassame, Dicken, Galassi und Cebolla in [117 - 123] mit der Untersuchung des Füllprozesses von Hybridbehältern befasst. Es hat sich gezeigt, dass es in beiden Behältertypen zu einer Überschreitung der Maximaltemperatur durch einen zu schnellen Füllvorgang kommen kann und eine Gaskühlung oder eine Verlangsamung des Füllprozesses diesen Effekt verhindern. Der Temperaturbereich der Zulassungsprüfungen für Hybridbehälter im Automotivbereich beträgt 85 °C. Ebenso sind bei Füllvorgängen mit Wasserstoff zahlreiche Sicherheitsmaßnahmen vorgeschrieben, die zur Überwachung der Fülltemperaturen und zur Regulierung der Füllzeiten herangezogen werden müssen. Somit wird in dieser Arbeit angenommen, dass für den Wasserstoff-Füllvorgang im Automotivbereich ein repräsentatives Temperaturintervall, gemäß der Zulassungsprüfungen, von -40 °C und 85 °C hinreichend bemessen ist.

Bei der Atemluft gibt es diese strengen Sicherheitsanforderungen an die Fülltemperatur nicht. Zu der Thematik der Atemluft-Fülltemperaturen sind dem Verfasser zudem keine Literaturquellen bekannt. Aus diesem Grunde wurden im Rahmen dieser Arbeit Strömungsversuche an Typ-III-Atemluftflaschen unter Laborbedingungen durchgeführt. Die Beschreibung dieser Versuche erfolgt in [124]. Abb. 20 zeigt die gemessenen Temperaturverläufe aus zwei Füllversuchen, wie sie bei einer Berufsfeuerwehr durchgeführt werden. Der Füllprozess erfolgte mit einer Geschwindigkeit von 30 bar/min ( $t_{\text{Füll}} = 10$  Minuten). Die Anfangstemperatur betrug 12 °C.

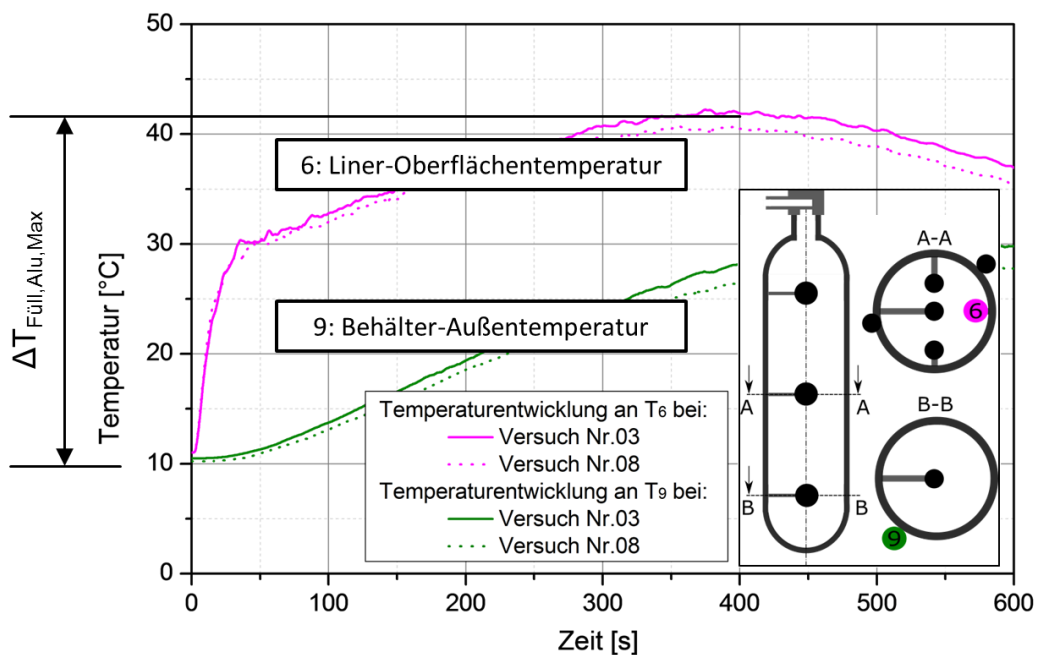
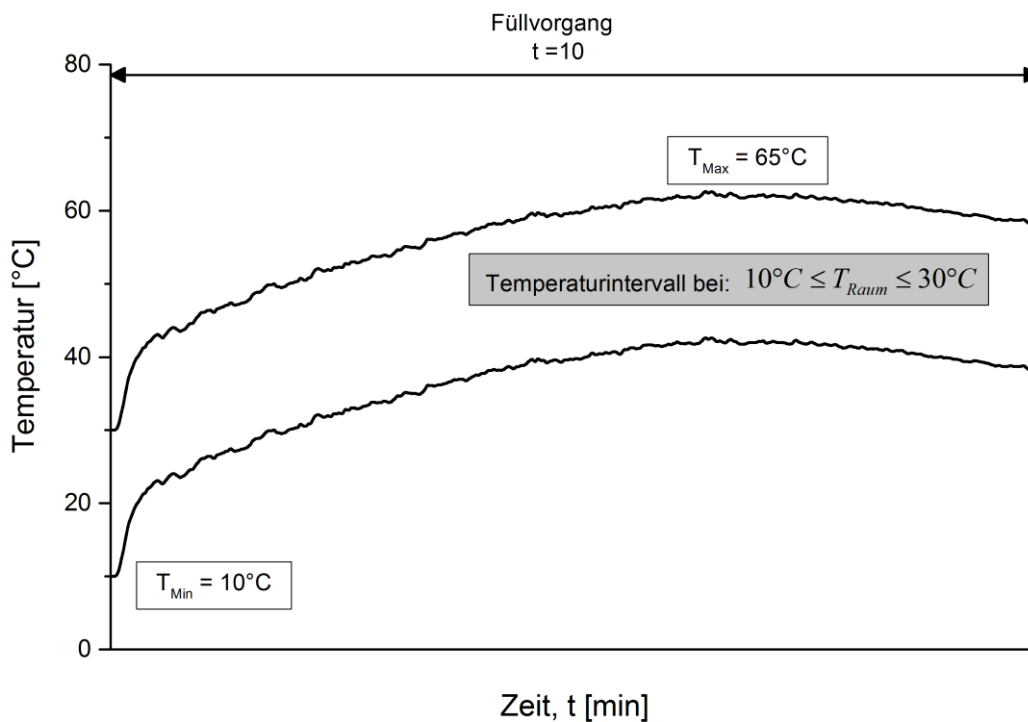


Abb. 20: Temperaturentwicklung in einer Atemluftflasche bei einem zehnmündigen Füllvorgang mit Atemluft [124]

Temperaturfühler 6 (rosa Linie) erfasst die Liner-Oberflächentemperatur innerhalb des Behälters und Temperaturfühler 9 (grüne Linie) die Oberflächentemperatur an der Behälter-Außenseite. Die Versuche zeigen, dass sich bei einer Füllgeschwindigkeit von 30 bar/min im Innenraum des Behälters eine maximale Temperaturerhöhung zur Raumtemperatur von  $\Delta T_{\text{Füll,Alu,Max}} = 35 \text{ °C}$  ausbildet.

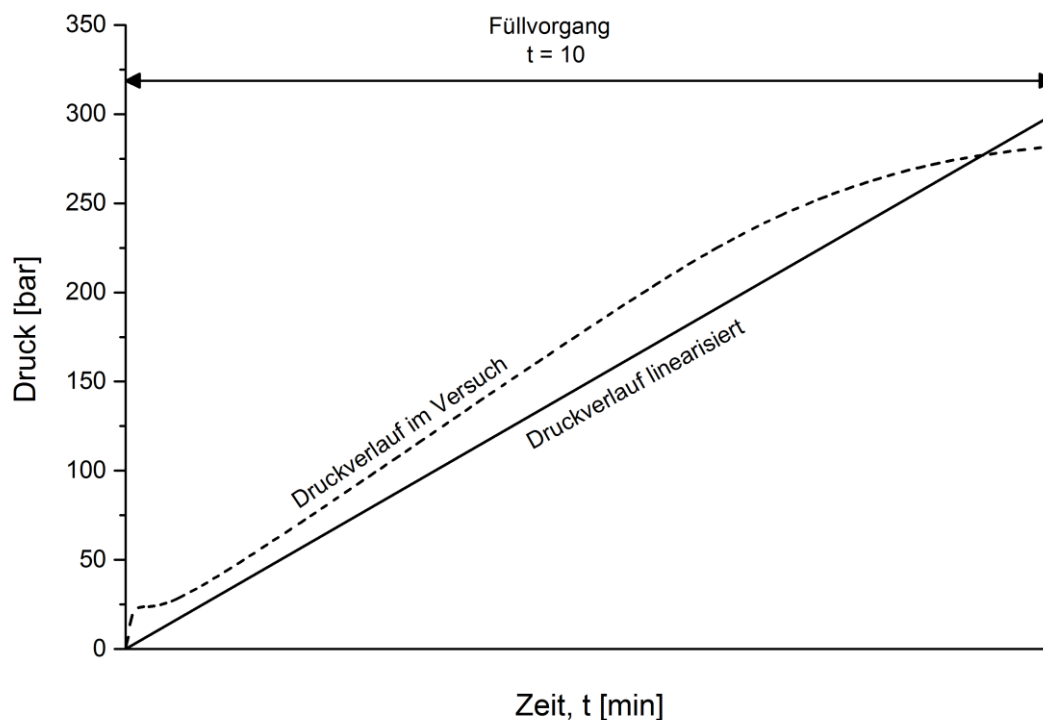
Atemluftflaschen müssen immer in einer Atemluft-Füllstation bei Raumtemperatur gefüllt werden, da gemäß [125] spezielle Anforderungen an die Beschaffenheit der Atemluft gefordert sind. Unter der Annahme einer Raumtemperatur zwischen  $10 \text{ °C}$  und  $30 \text{ °C}$  und unter der Annahme eines jeweils identischen Erwärmungsverhaltens zeigt Abb. 21 das Temperaturintervall für den Innenbereich der Atemluftflasche (Liner-Oberflächentemperatur) bei einem Füllvorgang. Es wird im Weiteren davon ausgegangen, dass der obere Prüfbereich der Zulassungsnorm von  $65 \text{ °C}$  nicht überschritten wird.



**Abb. 21: Innentemperatur der Atemluftflasche bei einem zehnmütigen Befüllvorgang**

Der mit der Füllprozedur korrespondierende Druckverlauf wird in Abb. 22 dargestellt. Die gestrichelte Linie zeigt die Messdaten aus dem Füllversuch. Die durchgezogene Linie zeigt den idealisierten, linearen Verlauf, der in der späteren Simulation genutzt wird.





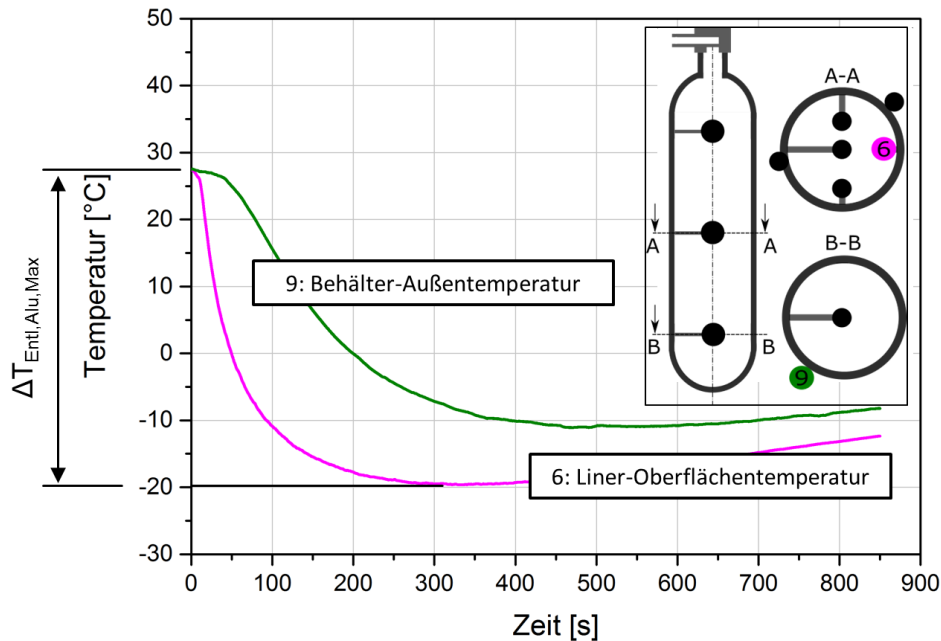
**Abb. 22: Druckverlauf der Atemluftflasche bei einem zehnmütigen Befüllvorgang**

#### Entleerungsvorgang

Wie in Abschnitt 3.1.1 und 3.1.2 dargestellt wurde, spielt die zeitliche Komponente im Entleerungsprozess beim Gastransport und im Automotivbereich, im Rahmen der in dieser Arbeit betrachteten Temperaturentwicklung des Behälters, eine eher untergeordnete Rolle. Aus diesem Grund soll im Weiteren auf die Entleerungsprozesse dieser beiden Anwendungsbereiche nicht weiter eingegangen werden. Für die Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung konnte in Abschnitt 3.1.3 hingegen gezeigt werden, dass der Entleerungsvorgang in einem kurzen Zeitintervall, parallel zu einem Erwärmungsvorgang stattfindet und somit durchaus eine thermische Relevanz aufweisen kann. Deshalb wurden die Abkühlungsprozesse im Rahmen dieser Arbeit an Strömungsversuchen untersucht. Die Beschreibung dieser Versuche erfolgt in [124]. Die Entleerungsgeschwindigkeit der Atemluftflasche ist ausschließlich von der körperlichen und gesundheitlichen Konstitution des Atemluftgeräteträgers (AGT) und dessen Einsatzbelastung abhängig. Deshalb orientieren sich die nachfolgend dargestellten Untersuchungen an den in Kapitel 3.1.3 beschriebenen Belastungsstufen:

- mittlere Belastung (30 l/min Atemluftverbrauch) und
- hohe Belastung (80 l/min Atemluftverbrauch).

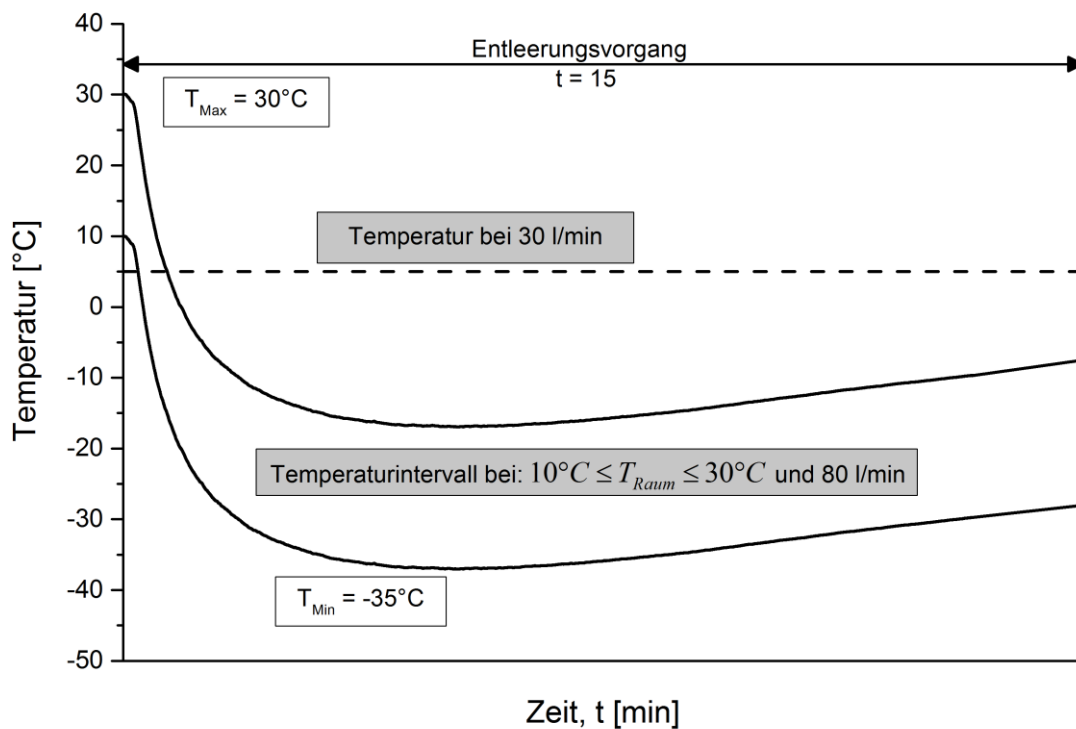
Nachfolgend zeigt Abb. 23 die Temperaturentwicklung in der Atemluftflasche bei einem Entleerungsvorgang von 15 Minuten [124]. Die Zeitdauer entspricht dem Atemluftverbrauch von ca. 80 l/min (hohe Belastung AGT).



**Abb. 23: Temperaturentwicklung in einer Atemluftflasche bei einem 15-minütigen Entleerungsvorgang [124]**

Temperaturfühler 6 (rosa Linie) erfasst dabei die Liner-Oberflächentemperatur innerhalb des Behälters und Temperaturfühler 9 (grüne Linie) die Oberflächentemperatur an der Behälter-Außenseite. Die Untersuchungen zeigen, dass sich bei einer Entleerungsgeschwindigkeit von ca. 80 l/min im Innenraum des Behälters eine maximale Temperaturdifferenz zur Raumtemperatur von  $\Delta T_{\text{Entl,Alu,Max}} = 45 \text{ °C}$  ausbildet. Bei einer Entleerungsgeschwindigkeit von 30 l/min (Entleerungszeit 51 Minuten) wurden keine Messungen durchgeführt. Bei dieser verringerten Entleerungsgeschwindigkeit wird die Innentemperatur idealisiert mit  $5 \text{ °C}$  als konstant angenommen. Analog der Vorgehensweise zum Füllprozess wird für den Entleerungsvorgang der Atemluftflasche ein Temperaturprofil für den Innenraum des Behälters gemäß Abb. 24 angenommen. Der Druckverlauf verhält sich analog zu Abb. 19 in Abschnitt 3.1.3 (siehe Seite 43).

Im Betriebsverhalten der thermischen Kurzzeitbelastung, hierzu zählen die Brandbekämpfung sowie Füll- und Entleerungsvorgänge, lassen sich die Materialtemperaturen des Typ-III-Hybridbehälters nicht aus den Umgebungstemperaturen ableiten, wie es im Gastransport oder dem Automotivbereich der Fall ist. Es sind instationäre Berechnungsmethoden erforderlich, die das Erwärmungsverhalten in Abhängigkeit der Wärmestrahlungsintensität und Expositionszeit betrachten. Dem Verfasser sind keine Literaturquellen bekannt, die sich mit diesen thermischen Belastungsfällen auseinandersetzen. Aus diesem Grunde widmet sich Kapitel 3.2 der Untersuchung dieser Zusammenhänge.



**Abb. 24: Temperaturentwicklung in einer Atemluftflasche bei einem Entleerungsvorgang mit einer Dauer von 15 Minuten**

### 3.2 Materialtemperaturen der Atemluftflasche

Nachfolgend wird ein Berechnungsansatz vorgestellt, mit dem sich die Temperaturentwicklungen in einem Typ-III-Hybridbehälter unter thermischer Kurzzeitbelastung (siehe Kapitel 3.1) berechnen lassen. Der Ansatz basiert auf den Eigenschaften eines der Baumuster der Typ-III-Atemluftflasche, die von der Berliner Feuerwehr für diese Arbeit zur Verfügung gestellt wurde (siehe Abb. 25). Der mittlere, zylindrische Bereich ist gemäß Kapitel 5.1 derjenige Abschnitt des Behälters, der das Versagensverhalten maßgeblich repräsentiert. Hier besteht die Flasche aus einer Aluminiumschicht mit einer Wandstärke von 2 mm und einer Faserverbundschicht aus Kohlenstofffasern von 6 mm. Eine dünne Faserverbundschicht aus Glasfasern umschließt den Behälter und dient der Dämpfung mechanischer Einwirkungen und somit dem Schutz der schlagempfindlichen Kohlenstofffaserschicht. Zur Versiegelung und optischen Farbgebung ist die Atemluftflasche mit einer gelben Lackschicht umschlossen. Den schematischen Schichtaufbau zeigt Abb. 26. Weitere Details zur Atemluftflasche sind dem Anhang B zu entnehmen.



Abb. 25: Typ-III-Atemluftflasche der Berliner Feuerwehr

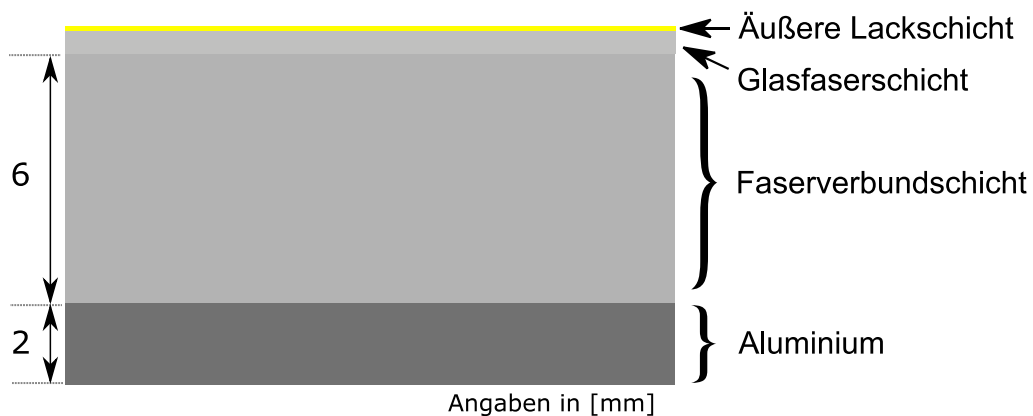


Abb. 26: Schematischer Schichtaufbau der Typ-III-Atemluftflasche

Wie bereits in Kapitel 2.2 erläutert wurde, erfolgt die Aufnahme der Strukturlasten über den Aluminium-Liner und die Kohlenstofffaserschicht (Faserverbundschicht). Die Materialeigenschaften der Glasfaserschicht und des Lackes beeinflussen natürlich das Erwärmungsverhalten des gesamten Behälters, sind aber für eine Betrachtung der Behälterintegrität nicht essenziell. Deshalb werden nur die Materialtemperaturen dieser beiden Schichten rechnerisch erfasst. Die Darstellung der Temperaturverläufe erfolgt in einem speziellen Diagramm, das einleitend vorgestellt wird. Den Grundaufbau des Diagramms zeigt Abb. 27. Die Abszisse bildet die Wandkoordinate der Behälterwand ab. Die beiden lasttragenden Schichten – Aluminium-Liner (grau) und Faserverbundschicht (hellgrau) – sind dabei farblich abgegrenzt. Die Glasfaser- und die Lackschicht sind nicht dargestellt. Die Ordinate zeigt die jeweilige Wandtemperatur zum betrachteten Zeitpunkt. Messergebnisse sind als schwarze Punkte eingezeichnet. Rechenlösungen werden mit einer durchgezogenen schwarzen Linie dargestellt.

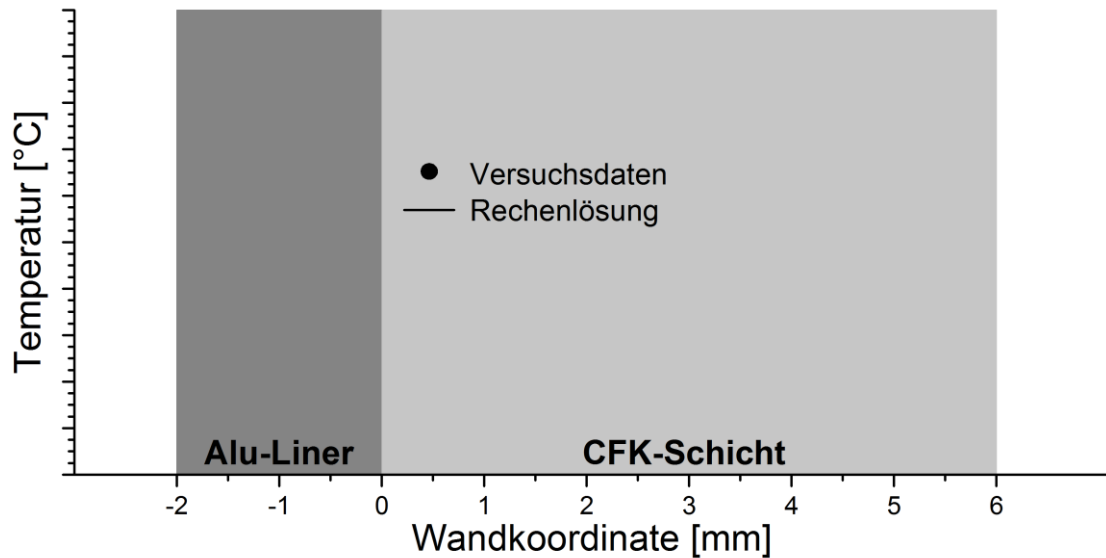


Abb. 27: Diagramm zur Darstellung der Temperaturverläufe in der Atemluftflasche

### 3.2.1 Vorüberlegungen

Im Gegensatz zu den Füll- und Entleerungsprozessen wird die Atemluftflasche während der Brandbekämpfung einer hohen Strahlungsintensität ausgesetzt. Gleichzeitig wird der Flasche Atemluft entnommen, was eine Abkühlung im Inneren des Behälters zur Folge hat. Diese kombinierten Belastungen unter simulierten Einsatzbedingungen nachzustellen, hat sich prüf- und sicherheitstechnisch als nicht realisierbar herausgestellt. Validierungsversuche dieses Umfangs können im Rahmen dieser Arbeit nicht umgesetzt werden. Ebenso sind dem Autor keine Literaturquellen bekannt, die sich mit dieser Thematik befassen. Deshalb wird eine spezielle Vorgehensweise entwickelt, die aus validierbaren Einzelrechnungen einen angenäherten Temperaturverlauf generiert. Mit dieser Vorgehensweise wird das Ziel verfolgt, eine möglichst recheneffiziente und automatisierbare Rechenlösung zu generieren, die mit wenigen Parametern ausreichend genaue Ergebnisse liefert. Die verschiedenen Ansätze zeigt Abb. 28.

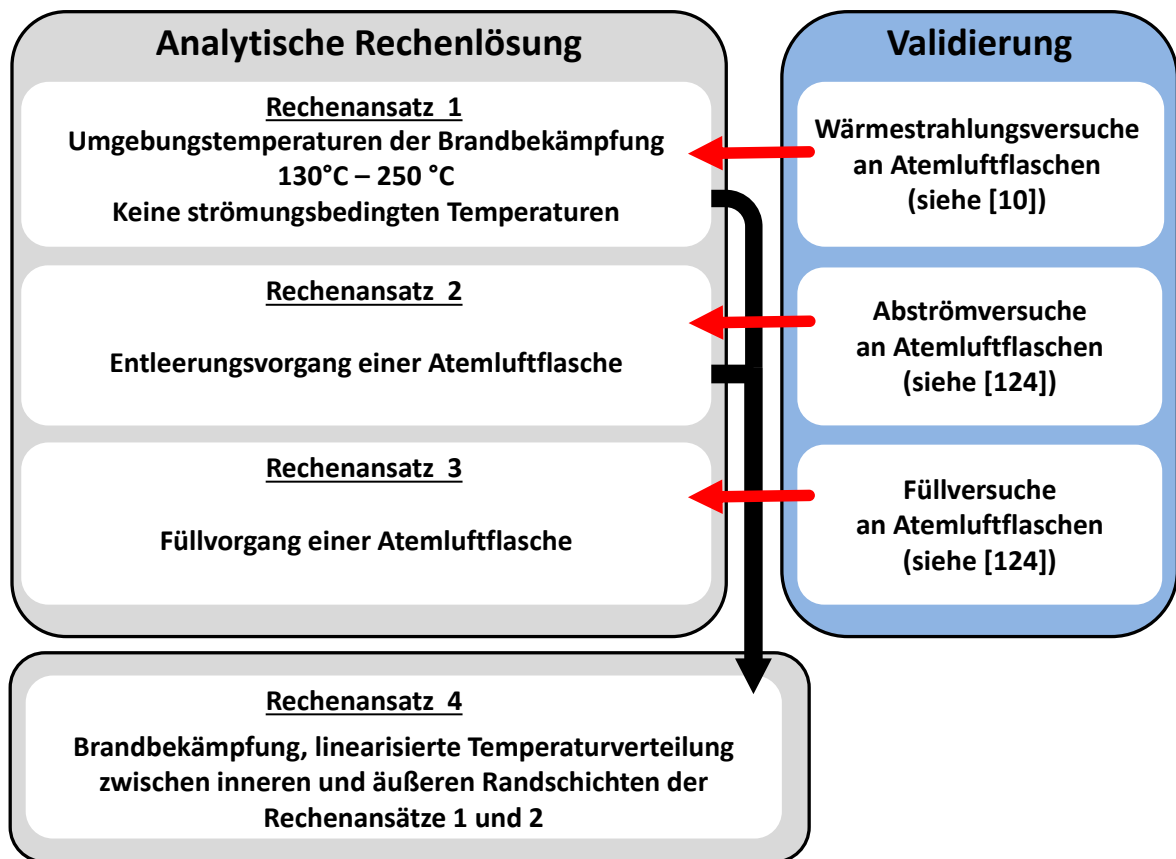
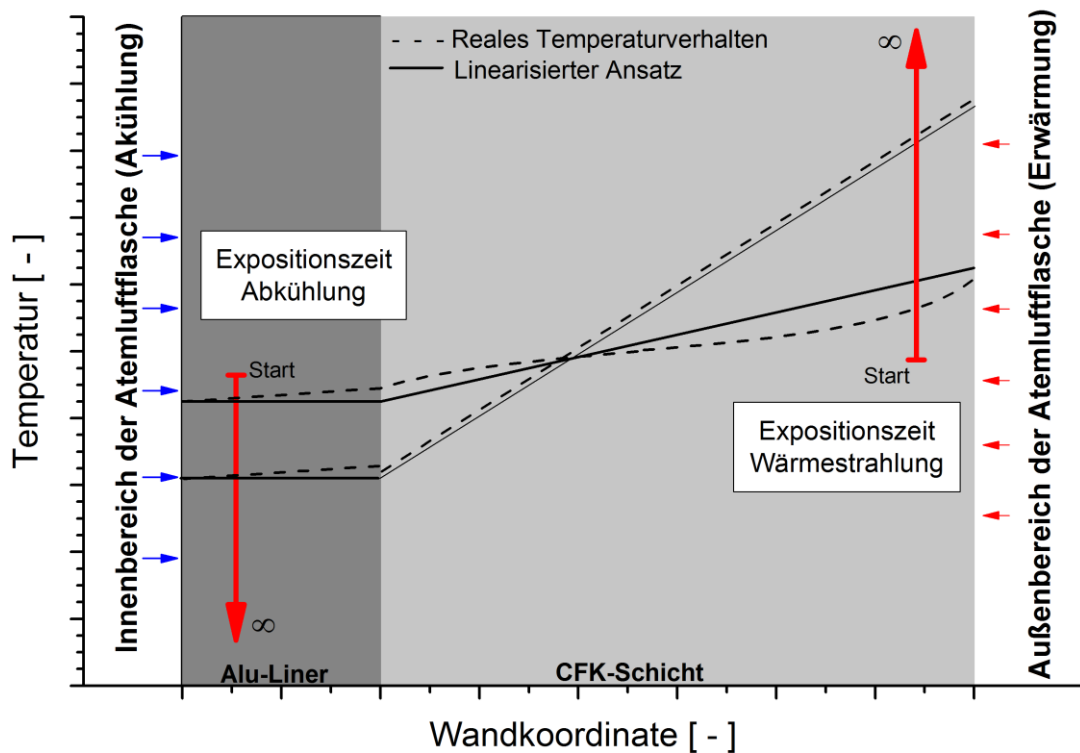


Abb. 28: Rechenansätze zur Bestimmung der Materialtemperaturen einer Typ-III-Atemluftflasche

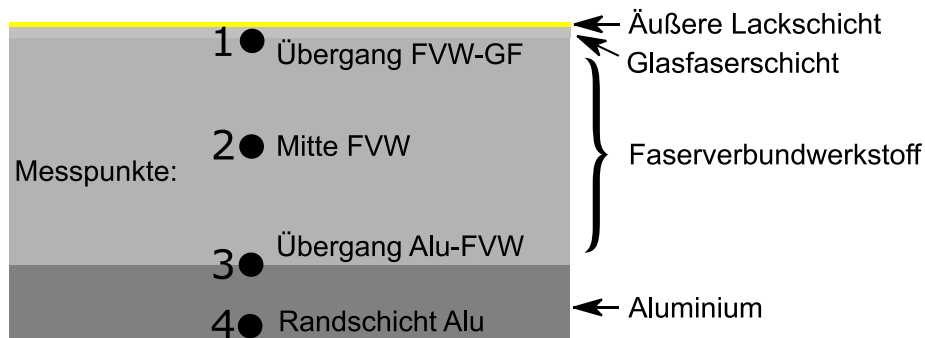
Wie Abb. 28 zeigt, erfolgen die Validierungen der nachfolgend hergeleiteten Berechnungen (Rechenansätze 1 bis 3) an experimentellen Wärmestrahlungs- und Abström- bzw. Füllversuchen, die im Rahmen dieser Arbeit an der oben beschriebenen Typ-III-Atemluftflasche durchgeführt wurden. Eine detaillierte Beschreibung der Versuche erfolgt in [11] und [124]. Es werden insgesamt vier Rechenansätze durchgeführt. Rechenansatz 1 berechnet die Materialtemperaturen unter Umgebungsbedingungen der Brandbekämpfung. Strömungsbedingte Temperatureinflüsse werden nicht betrachtet. Rechenansatz 2 berechnet den Entleerungsvorgang und Rechenansatz 3 den Füllvorgang. Anschließend wird die komplexe Temperaturverteilung der Brandbekämpfung über eine lineare Verknüpfung der äußeren und inneren Randtemperaturen der Rechenansätze 1 und 2 gebildet. Somit wird ein idealisierter, linearer Temperaturverlauf über der Behälterwand angenommen. Aus der Idealisierung ergeben sich zwangsläufig Unterschiede zum realen Temperaturverhalten. Eine Fehlerabschätzung wird in Abb. 29, mit der Darstellung unterschiedlicher Expositionszeiten, schematisch veranschaulicht.



**Abb. 29: Fehlerabschätzung des linearen Ansatzes zur Berechnung des Erwärmungsverhaltens während der Brandbekämpfung**

Das Temperaturniveau des Behältermaterials befindet sich vor der Brandbekämpfung zwischen beiden Startmarkierungen. Mit Beginn der Brandbekämpfung wird sich die äußere Seite des Behälters erwärmen, die innere Seite gleichzeitig abkühlen. In den ersten Minuten der Brandbekämpfung wird der lineare Ansatz zu niedrige bzw. zu hohe Temperaturen generieren. Dies ist an den unterschiedlichen Temperaturverläufen zu erkennen. Nach einer bisher nicht bekannten Expositionszeit wird sich der lineare Ansatz dem realen Temperaturverlauf annähern. Ab diesem Zeitpunkt kann davon ausgegangen werden, dass das reale Temperaturverhalten ausreichend abgebildet wird. Diese Fehlerbetrachtung wird in Abschnitt 3.2.3 durchgeführt.

Für die Validierung der drei Rechenansätze werden Versuchsdaten aus [11] und [124] herangezogen. Bei den Wärmestrahlungsversuchen wurden die Materialtemperaturen mit Temperatursensoren erfasst, die an vier verschiedenen Stellen in die Behälterwand integriert wurden. Die Anordnung der Sensoren zeigt Abb. 30. Für nähere Details zu den Versuchen sei auf [11] und [124] verwiesen. In einigen Versuchen wurde die Temperatur des Aluminiums an der Außen- und Innenseite gemessen (Messpunkte 3 und 4, siehe Abb. 30). Dabei hat sich in der 2 mm dünnen Schicht eine maximale Temperaturabweichung von 2,5 °C ausgebildet. Im weiteren Verlauf wird die Temperatur im Aluminium als konstant angenommen.



**Abb. 30: Anordnung der Temperatursensoren in der Typ-III-Atemluftflasche [11]**

### 3.2.2 Analytisches Rechenmodell

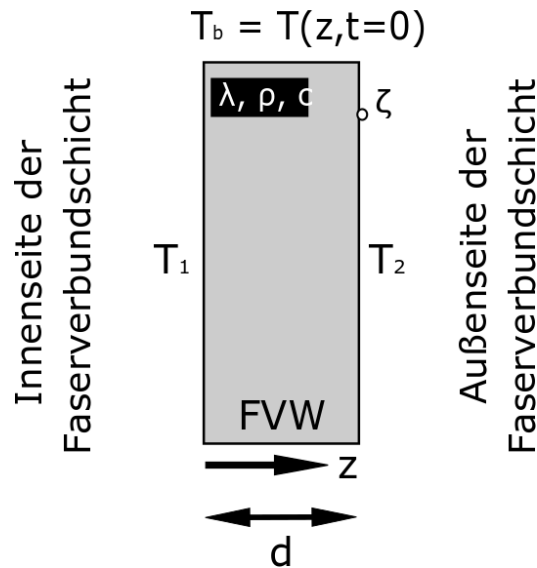
Die Temperaturentwicklung in der Behälterwand ist von der Betriebstemperatur, den Strömungsverhältnissen im Innenraum, der Belastungszeit, den Materialeigenschaften sowie der Modellgeometrie abhängig. Jeder dieser Parameter vergrößert die Komplexität des Rechenmodells in erheblichem Maße. Zusätzlich ist von einer räumlichen Beanspruchungssituation auszugehen, die wiederum eine zeitliche Abhängigkeit aufweist. Nachfolgend werden vereinfachende Annahmen getroffen, um eine Näherungslösung zu nutzen, die einerseits mit einer minimalen Anzahl an Parametern möglichst exakte Lösungen liefert und andererseits modular in das Hybridbehältermodell in Kapitel 5 eingebunden werden kann. Im Gegensatz zu einer Finite-Elemente-Rechnung spart diese Vorgehensweise Rechenzeit und hat den Vorteil, dass der Einfluss jedes Parameters einfach erkannt werden kann. Folgende Annahmen werden getroffen:

- Berechnung der Temperaturentwicklung nur in der Faserverbundschicht. Die thermischen Randbedingungen werden von den Temperaturen des Aluminium-Liners und der äußeren Temperatur der Faserverbundschicht gebildet.
- Annahme einer eindimensionalen Wärmeleitung in Dickenrichtung (Richtungscoordinate:  $z$ )
- Keine Temperaturgradienten außerhalb der Dickenrichtung
- Annahme symmetrischer Geometriebedingungen
- Die einzelnen Schichten des Faserverbundwerkstoffs werden als ideal verbunden betrachtet.
- Temperaturabhängigkeiten der Materialkennwerte werden vernachlässigt.

Mit den o. g. Annahmen kann die Berechnung der Temperaturentwicklung der Faserverbundschicht in Abhängigkeit der Zeit und Schichttiefe mit einer Näherungslösung nach [126] für die Randbedingungen 1. Art (Vorgabe der Wandtemperatur) und 3. Art (Vorgabe Umgebungstemperatur und Wärmeübergangskoeffizienten) durchgeführt



werden. Den Grundaufbau des Rechenmodells zeigt Abb. 31. Die Temperaturen  $T_1$  [K] und  $T_2$  [K] beschreiben die thermischen Randbedingungen des Modells.  $T_b$  [K] entspricht der Gesamtanfangstemperatur des Materials.  $\lambda$  [W/mK],  $\rho$  [kg/m<sup>3</sup>],  $c$  [J/kgK],  $\zeta$  [W/mK],  $d$  [m] und  $t$  [s] bezeichnen die Wärmeleitfähigkeit, Dichte, Wärmekapazität, Wärmeübergangskoeffizient, Dicke des Materials und die Zeit.  $z$  [m] ist die Laufvariable der berechneten Schichttiefe (Wandkoordinate).



**Abb. 31: Randbedingungen der analytischen Näherungslösung für den Typ-III-Hybridbehälter**

Die Berechnung der drei Rechenansätze erfolgt nach [126] gemäß Gleichung 3.1. In Anlehnung an [127] wurde die Berechnung für maximal 6 Eigenwerte von  $\mu_o$  durchgeführt, da der Einfluss höherer Summenglieder einen immer geringeren Einfluss auf das Ergebnis liefert.

$$T(z, t) = \frac{T_1 \zeta \frac{z}{\lambda} + T_1 \left[ 1 + \frac{\zeta(d-z)}{\lambda} \right]}{\frac{\zeta d}{\lambda} + 1} + 2 \sum_{o=1}^6 e^{\frac{-\mu_o^2 \lambda t}{\rho c d^2}} *$$

$$\frac{\frac{(T_b - T_2) \zeta d}{\lambda} \sin\left(\mu_o \frac{z}{d}\right) + (T_b - T_1) \left[ \mu_o \cos\left(\mu_o \frac{d-z}{d}\right) + \frac{\zeta d}{\lambda} \sin\left(\mu_o \frac{d-z}{d}\right) \right]}{\mu_o^2 \sin \mu_o - \mu_o \left( \frac{\zeta d}{\lambda} + 1 \right) \cos \mu_o}$$

mit

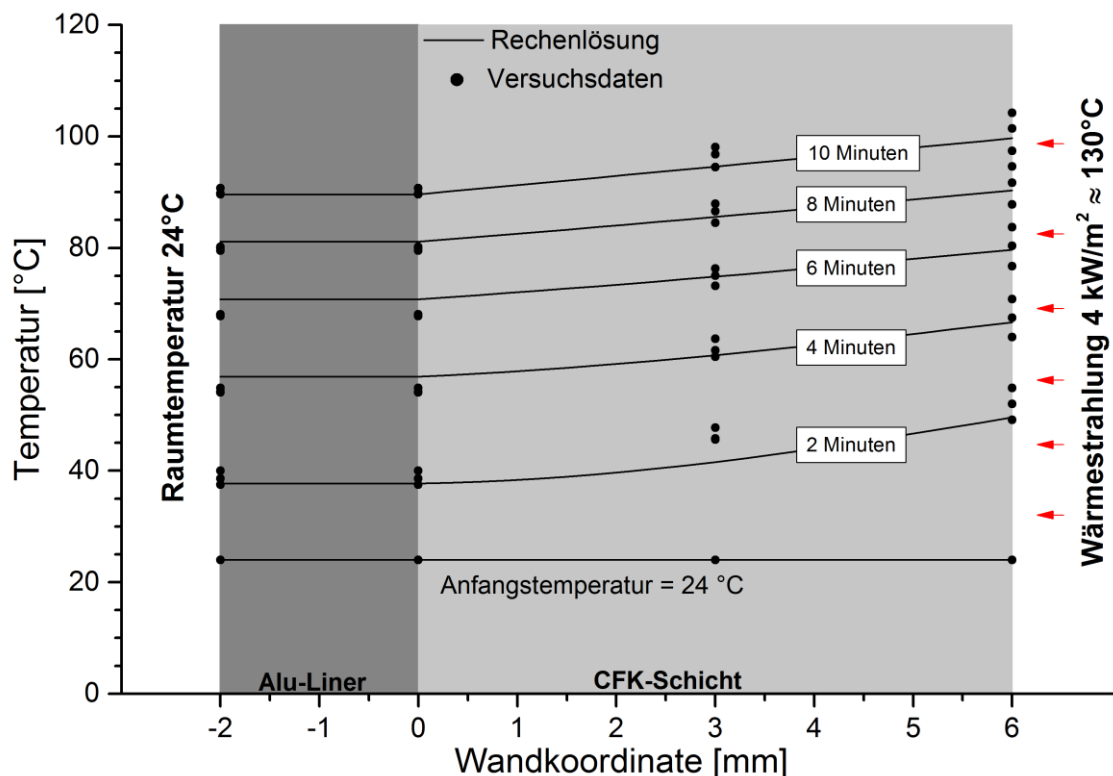
$$\tan \mu_o = \frac{-\mu_o \lambda}{\zeta d} \tag{3.1}$$

### 3.2.3 Rechenergebnisse und Validierung

Nachfolgend erfolgen die Darstellung und die Validierung der Ergebnisse der analytischen Näherungslösung. Für die Validierung der Berechnungen werden Versuchsergebnisse aus [11] und [124] herangezogen. Die Versuche wurden ausschließlich an den zur Verfügung gestellten Typ-III-Atemluftflaschen der Berliner Feuerwehr vorgenommen.

#### Rechenansatz 1: Umgebungstemperaturen der Brandbekämpfung

Die Parameterdaten, die für die Simulation des Erwärmungsverhaltens unter Umgebungsbedingungen der Brandbekämpfung angenommen wurden, sind dem Anhang C zu entnehmen. Die Abb. 32 und 33 zeigen das Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche für den unteren und oberen Temperaturbereich der Brandbekämpfung (130 °C und 250 °C, Expositionszeit 10 Minuten). Die durchgezogenen Linien stellen das Erwärmungsverhalten der Rechenlösung dar. Die Punkte markieren die gemessenen Versuchsdaten gemäß Abb. 30 (von links: Messpunkte 4, 3, 2, 1).



**Abb. 32: Materialerwärmung der Typ-III-Atemluftflasche bei unterem Temperaturbereich der Brandbekämpfung (130 °C), Vergleich Rechenlösung und Versuchsdaten**

Abb. 32 stellt die Ergebnisse der Näherungslösung den Messergebnissen von drei Wärmestrahlungsversuchen bei einer Umgebungstemperatur von 130 °C gegenüber. Die maximale Temperaturdifferenz der Versuchsergebnisse beträgt 7 °C (Wandkoordinate 3 mm, 2 Minuten). Im Vergleich zu den Versuchsdaten bildet die analytische

Näherungslösung das Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche reproduzierbar ab. Sowohl im Versuch als auch in der Näherungslösung kann der Temperaturverlauf über der Behälterwand nach 4 Minuten als linear angenommen werden.

Abb. 33 zeigt das Erwärmungsverhalten der Behälterwand bei einer Umgebungstemperatur von 250 °C. Für diesen Belastungsfall wurden zwei Wärmestrahlungsversuche durchgeführt. Die maximale Temperaturdifferenz der Versuchsergebnisse beträgt 10,5 °C (Wandkoordinate 3 mm, 4 Minuten). Auch in diesem Fall bildet die analytische Näherungslösung das Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche reproduzierbar ab. Auch bei diesem Temperaturniveau erreicht der Temperaturverlauf der Näherungslösung nach 4 Minuten eine annähernd lineare Verteilung.

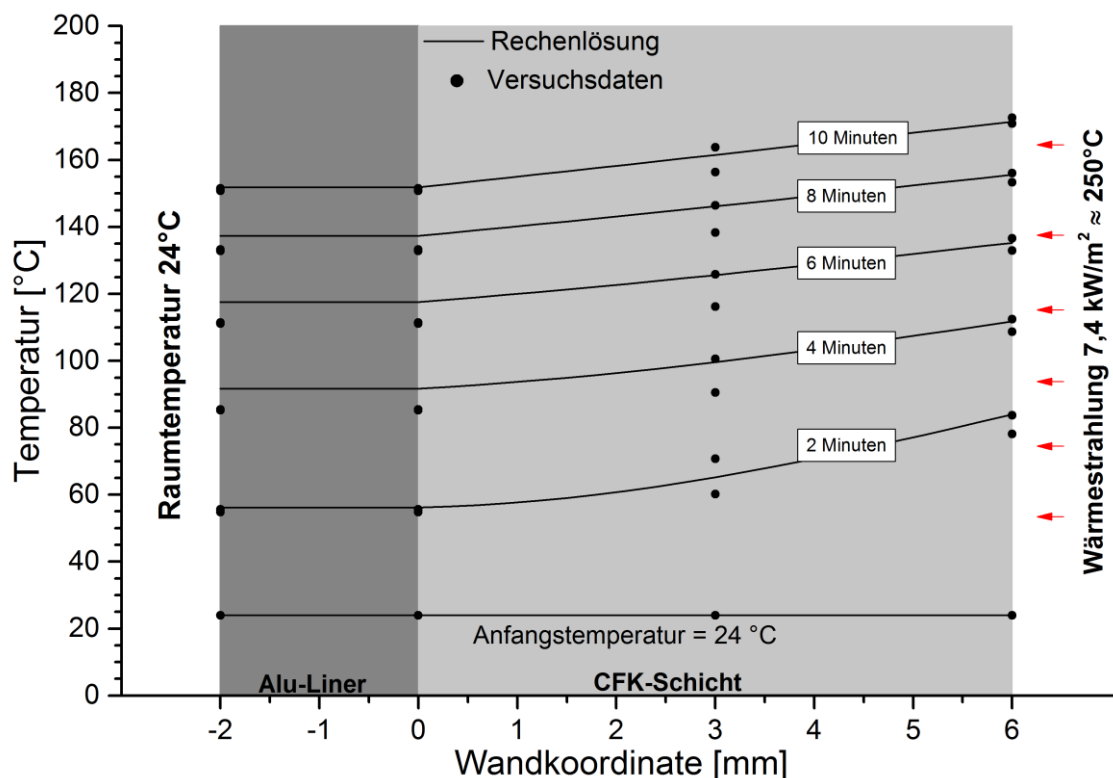
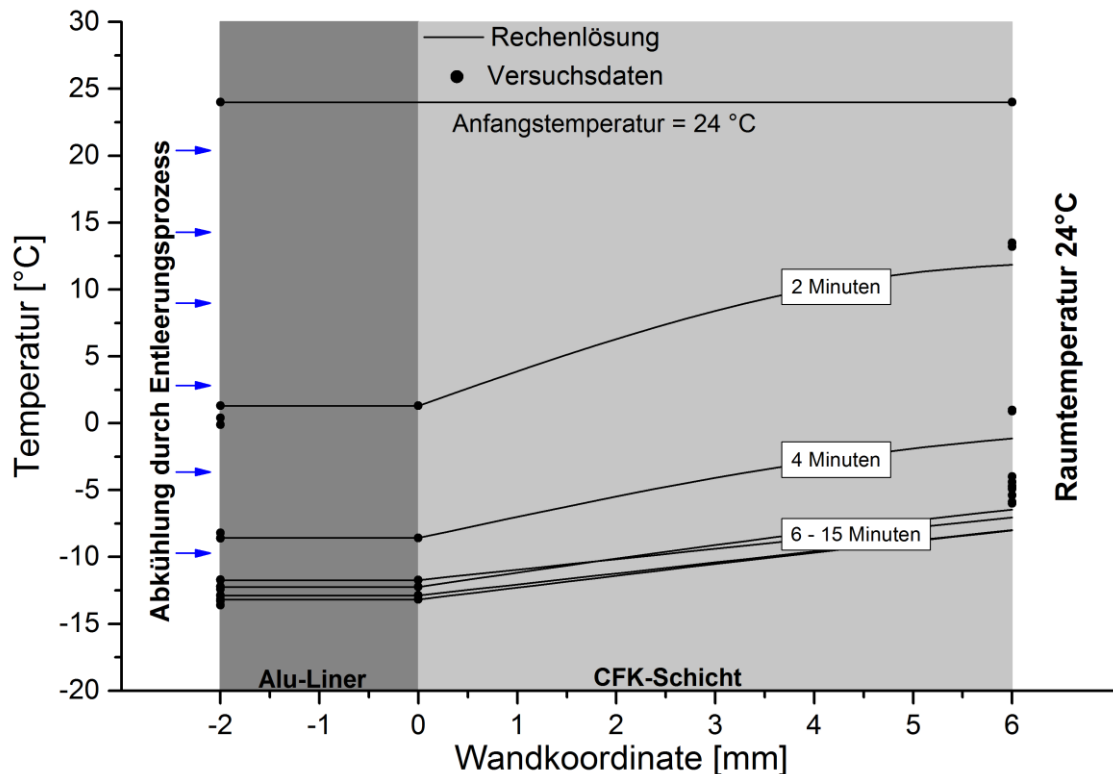


Abb. 33: Materialerwärmung der Typ-III-Atemluftflasche bei oberem Temperaturbereich der Brandbekämpfung (250 °C), Vergleich Rechenlösung und Versuchsdaten

#### Rechenansatz 2: Entleerungsvorgang Atemluftflasche

Abb. 34 zeigt den Temperaturverlauf während des Entleerungsvorgangs der Atemluftflasche. Die Rechenparameter für die Simulation sind dem Anhang C zu entnehmen. Die Simulationszeit (Entleerungsvorgang, siehe Abschnitt 3.1.4) beträgt 15 Minuten. Dieser Belastungsfall wurde in zwei Versuchen nachgestellt. Die Ergebnisse beider Versuche zeigen nur minimale Temperaturabweichungen.



**Abb. 34: Materialabkühlung der Typ-III-Atemluftflasche bei einem Entleerungsvorgang in 15 Minuten**

In dieser Versuchsreihe wurden die Temperaturen ausschließlich im Aluminium-Liner und auf der Behälteroberfläche gemessen. Da sich zwischen der Behälteroberfläche und der äußeren Schicht des Faserverbundwerkstoffs noch eine Lack- und Glasfaserschicht befinden, kann davon ausgegangen werden, dass die Versuchsdaten der Wandkoordinate 6 mm zu hohe Temperaturen abbilden. Demzufolge bildet die analytische Näherungslösung das Abkühlungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche reproduzierbar ab. Auch im Falle der Abkühlung kann nach einer Zeitdauer von 4 Minuten von einem annähernd linearen Temperaturverlauf ausgegangen werden.

### Rechenansatz 3: Füllvorgang Atemluftflasche

Den Temperaturverlauf bei einem Füllvorgang zeigt Abb. 35. Die angenommenen Parameter sind dem Anhang C zu entnehmen. Die Simulationszeit (Fülldauer, siehe Abschnitt 3.1.4) beträgt 10 Minuten. Für den Füllvorgang wurden zwei Versuche durchgeführt. Die Ergebnisse beider Versuche zeigen minimale Temperaturabweichungen. Da hier ebenfalls die Temperatur an der Behälteroberfläche gemessen wurde, kann davon ausgegangen werden, dass die Messpunkte der Wandkoordinate 6 mm zu geringe Temperaturen abbilden. Die analytische Näherungslösung bildet diesen Belastungsfall reproduzierbar ab. Ab einer Versuchszeit von ca. 7 Minuten hat sich die maximale Temperatur im Material ausgebildet (siehe Abb.

20). Da sich die Temperaturen ab diesem Zeitpunkt nur noch gering verändern, wurden die berechneten Werte nicht mehr dargestellt.

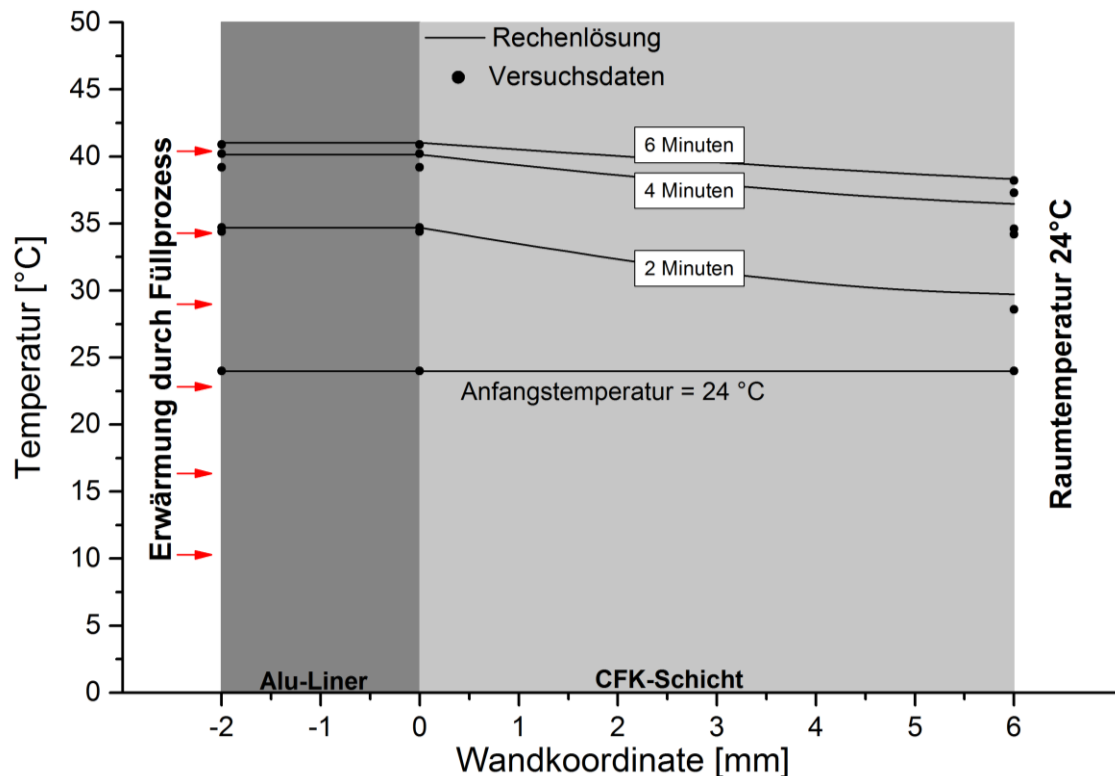


Abb. 35: Materialerwärmung der Typ-III-Atemluftflasche bei einem Füllvorgang in 10 Minuten

#### Rechenansatz 4: Brandbekämpfung

Mit der Verknüpfung der äußeren und inneren Randtemperaturen der Rechenansätze 1 und 2 werden die Materialtemperaturen bei der Brandbekämpfung mit dem in Abschnitt 3.2.1 entwickelten Linearisierungsansatz berechnet.

Die Abb. 36 bis 39 zeigen die Temperaturverteilungen für das untere und obere Temperaturniveau (130 °C und 250 °C, Versuchszeit 10 Minuten) bei mittlerer und hoher Einsatzbelastung des Atemschutzgeräteträgers. Durch den Hinweg zum Einsatzort, gemäß Abschnitt 3.1.3 Abb. 18 (siehe Seite 40) kühlt sich das Behältermaterial gemäß Abschnitt 3.1.4 bei einer Luftentnahme von 30 l/min auf 5°C ab. Deshalb liegt die Anfangstemperatur in allen Berechnungen der Brandbekämpfung bei 5 °C. Die Abb. 36 und 37 zeigen die Materialtemperaturen der Atemluftflasche bei unterem Temperaturniveau der Brandbekämpfung (130 °C). Bei mittlerer Belastung des Atemschutzgeräteträgers (siehe Abb. 36) wird gemäß Abschnitt 3.1.4 angenommen, dass der Aluminium-Liner eine konstante Temperatur von 5 °C beibehält. Die Erwärmung der äußeren Randschicht entspricht dem Erwärmungsverhalten des Rechenansatzes 1 in Abb. 32 (siehe Seite 55). Dabei wurde die Anfangstemperatur der Rechenlösung auf 5°C

angepasst. Bei hoher Belastung des Atemschutzgeräteträgers (siehe Abb. 37) wurden die Randtemperaturen des Liners aus Rechenansatz 2 in Abb. 34 (siehe Seite 57) berechnet. Für das obere Temperaturniveau der Brandbekämpfung in den Abb. 38 und 39 wurde analog verfahren.

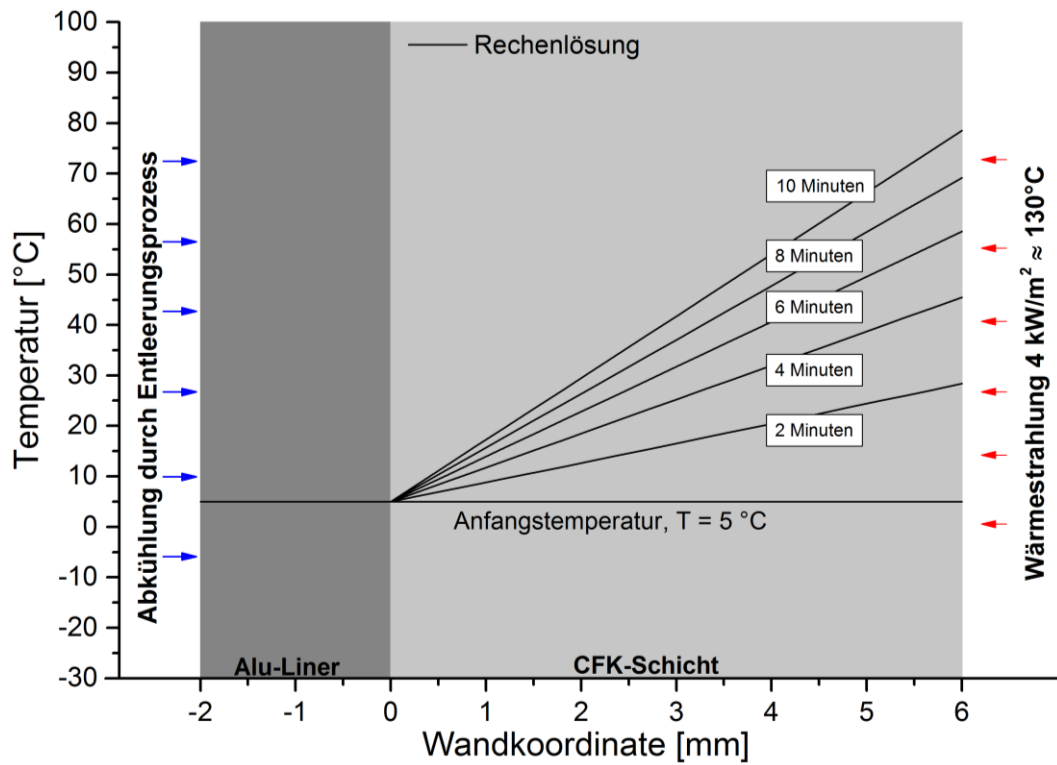


Abb. 36: Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (130 °C) und mittlerer Belastung des Atemschutzgeräteträgers

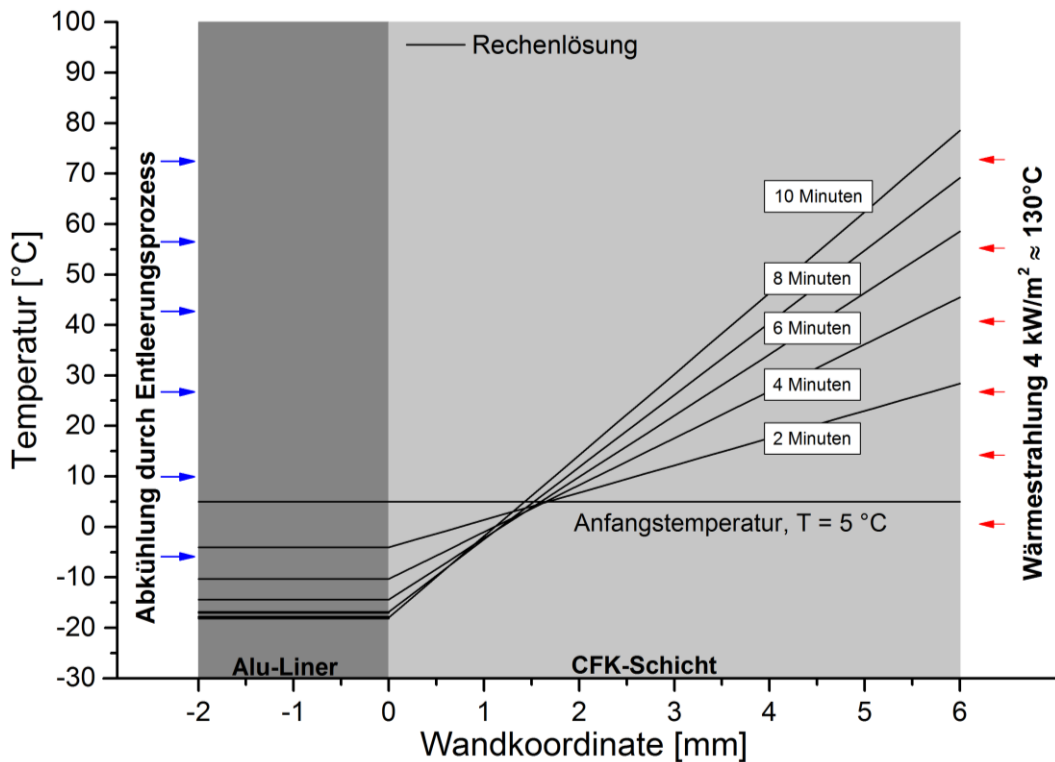


Abb. 37: Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (130 °C) und hoher Belastung des Atemschutzgeräteträgers

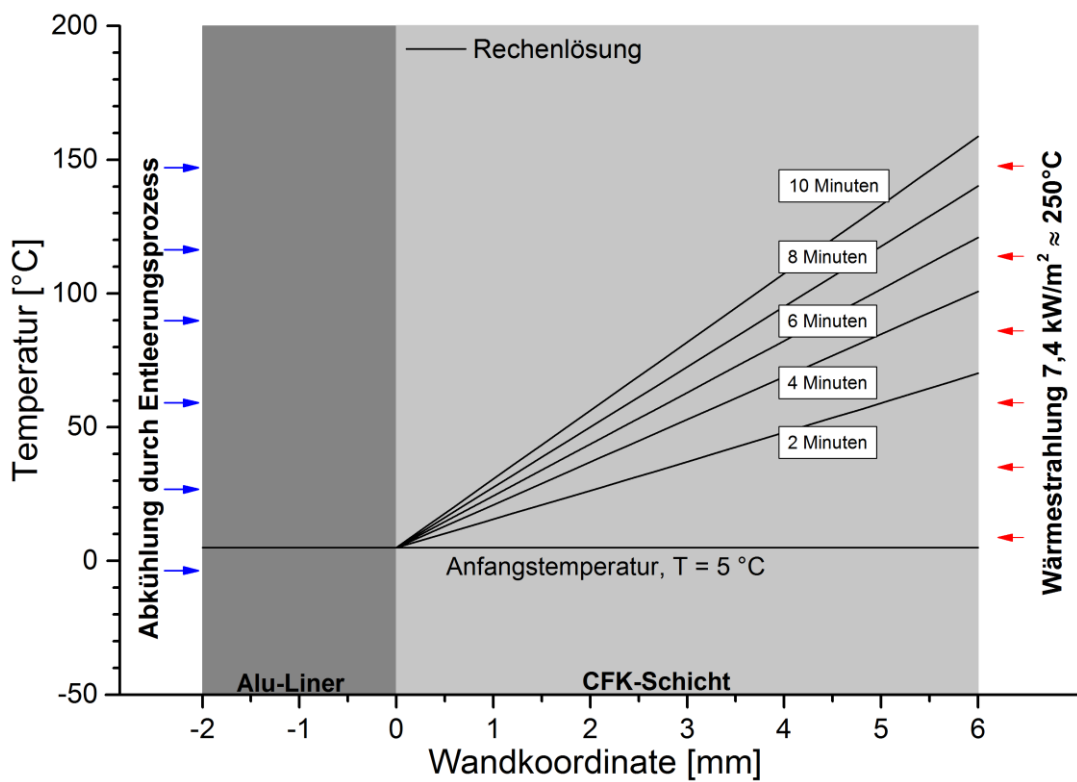
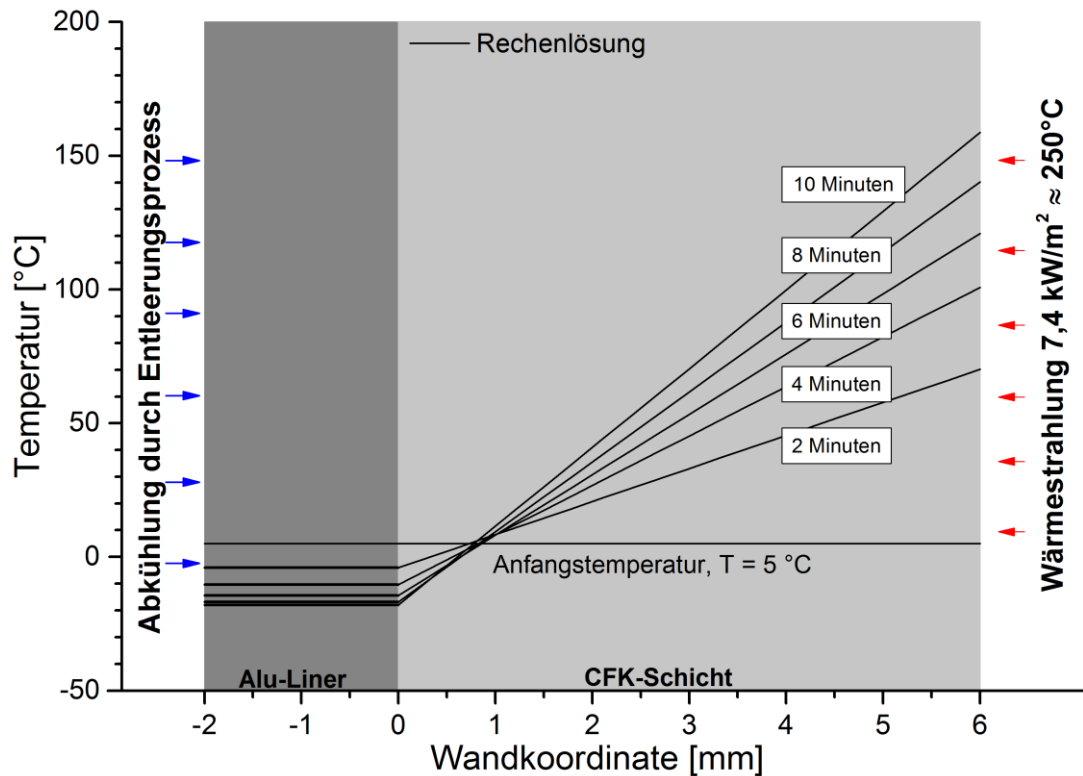


Abb. 38: Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (250 °C) und mittlerer Belastung des Atemschutzgeräteträgers



**Abb. 39: Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (250 °C) und hoher Belastung des Atemschutzgeräteträgers**

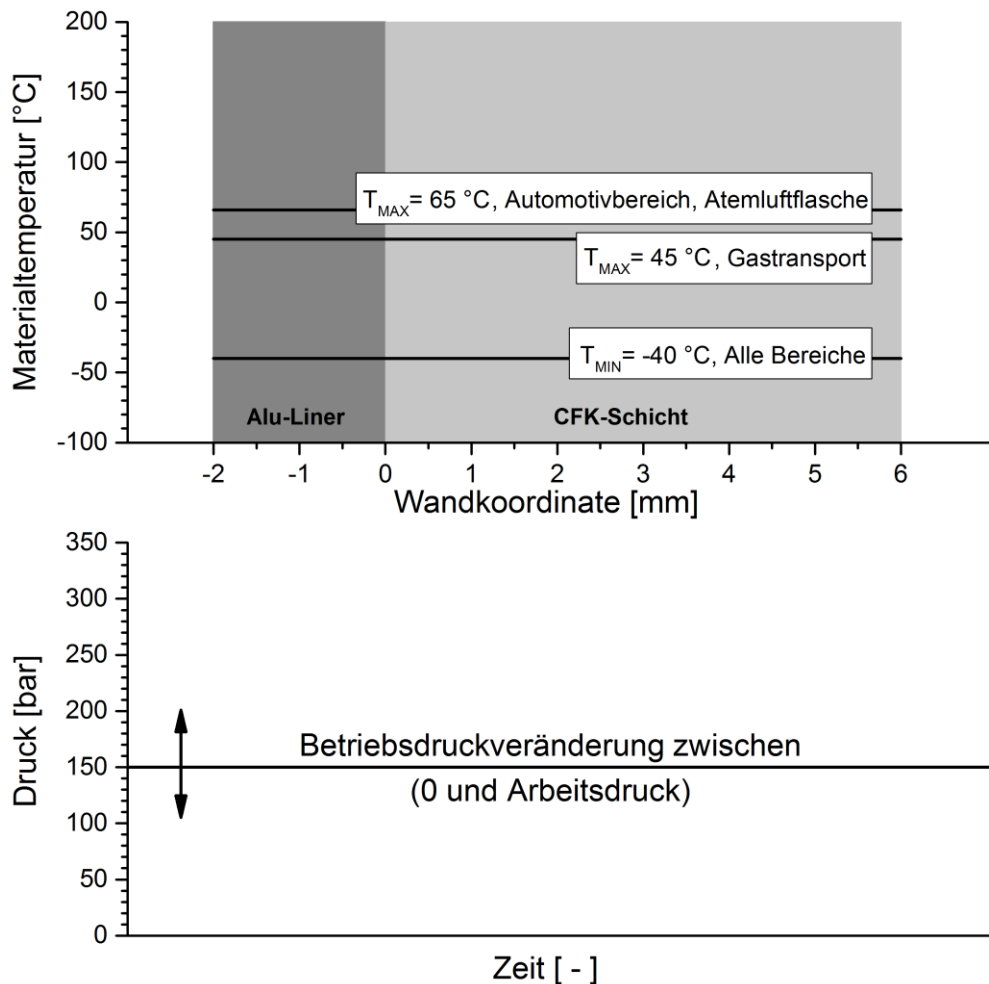
An den berechneten Temperaturverläufen der Abb. 36 bis 39 kann gezeigt werden, dass sich unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung hohe Temperaturgradienten im Behältermaterial einstellen. Die äußeren Materialschichten erwärmen sich unabhängig von der Einsatzbelastung des Atemschutzgeräteträgers auf eine maximale Temperatur von 160 °C. Hingegen wird die Materialtemperatur des Aluminium-Liners maßgeblich von der Einsatzbelastung des Atemschutzträgers dominiert. Hier liegen die Temperaturen in einem Bereich zwischen ca. -20 °C und 5 °C.

### 3.3 Belastungsprofile

In diesem Abschnitt werden die thermischen Analysen und Berechnungen aus Kapitel 3.1 und 3.2 in Belastungsprofilen zusammengefasst. Zudem stellen die Belastungsprofile einen zeitlichen Zusammenhang zwischen den Materialtemperatur- und Betriebsdruckverläufen her. Die Betriebsbedingungen lassen sich in zwei Kategorien, die Kurzzeit- und Langzeitbelastung, unterteilen. In den Anwendungsbereichen des Gastransports, dem Automotivbereich sowie als Atemluftflasche ist der Typ-III-Hybridbehälter größtenteils einer thermischen Langzeitbelastung unterworfen. Dieses Betriebsverhalten zeichnet sich durch konstante thermische Umgebungsbedingungen aus, in denen das Behältermaterial ausreichend Zeit hat, sich der Umgebungstemperatur

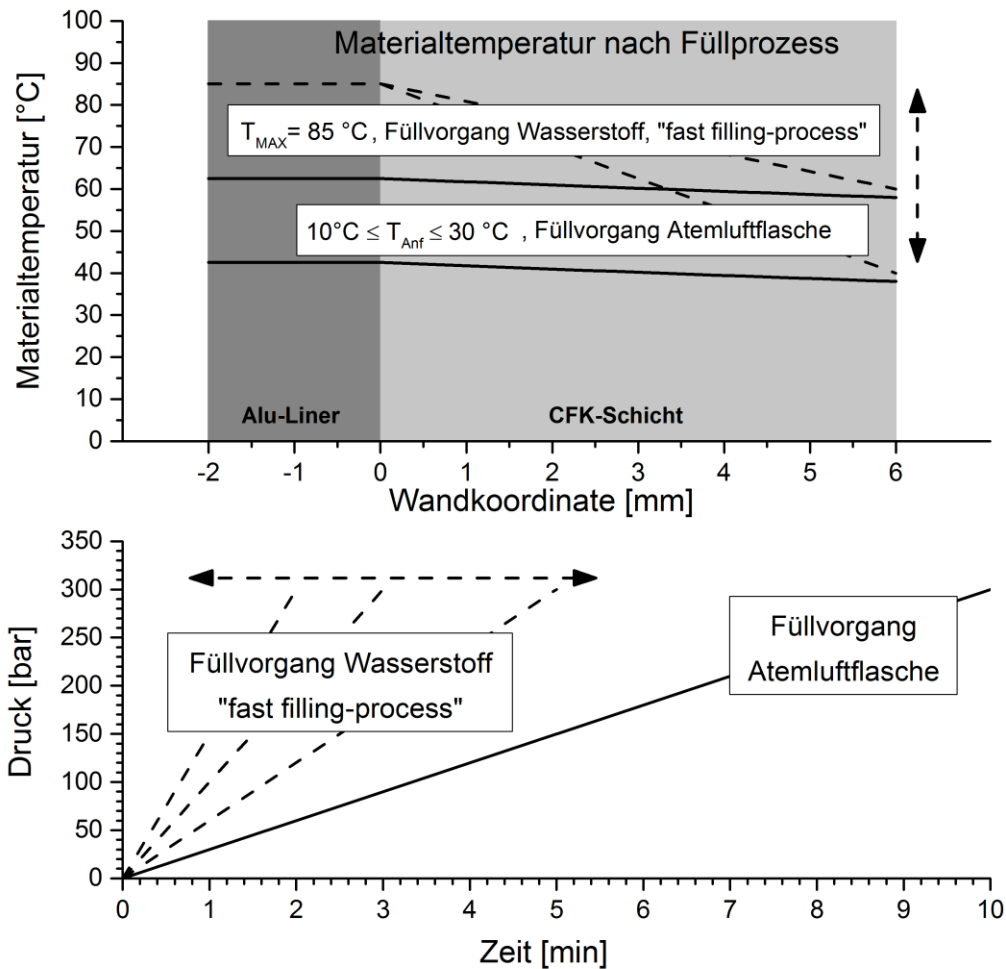


anzupassen. Die Belastungsprofile für diese Anwendungsbereiche sind in Abb. 40 dargestellt. Der Betriebsdruck kann ebenfalls über einen längeren Zeitraum als quasi-statisch betrachtet werden und variiert nur langsam zwischen Null und Arbeitsdruck.



**Abb. 40: Belastungsprofil des Typ-III-Hybridbehälters der Kategorie thermische Langzeitbelastung**

Die zweite Kategorie charakterisiert sich durch kurzzeitige Temperatureinflüsse. Diese Betriebsbedingungen ergeben sich bei Füllvorgängen, der Brandbekämpfung und teilweise im Atemlufteinsatz (Atemluftflasche). Da die Brandbekämpfung die Temperaturen des Atemlufteinsatzes einschließen, wird nachfolgend nur noch auf die Füllvorgänge und die Brandbekämpfung eingegangen. Abb. 41 zeigt die anzunehmenden Maximaltemperaturen, die nach einer Füllprozedur im Bereich Atemluft und Wasserstoff zu erwarten sind.



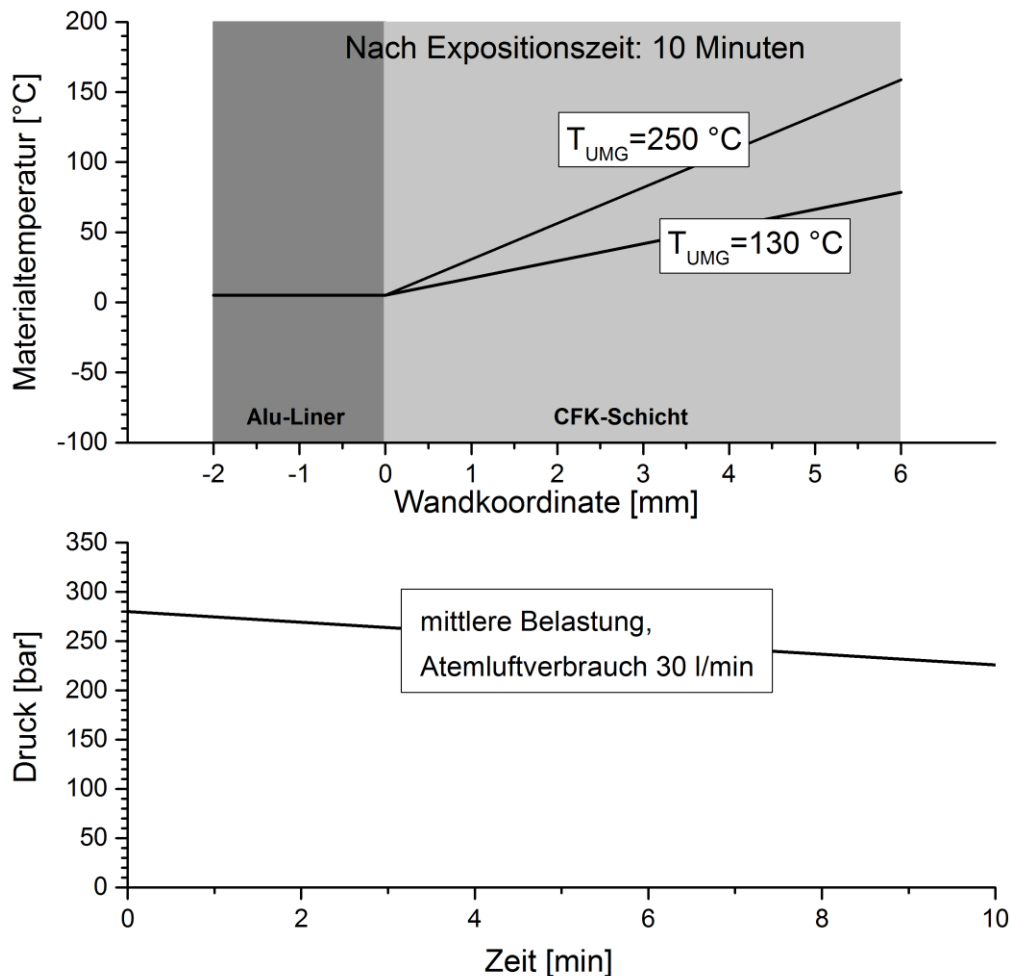
**Abb. 41: Belastungsprofil des Typ-III-Hybridbehälters für Füllvorgang und Atemlufteinsatz**

Abb. 41 zeigt für den Füllvorgang der Atemluftflasche (Füllzeit = 10 Minuten) das berechnete Temperaturintervall, das nach einer Anfangstemperatur  $T_{Anf}$  zwischen  $10\text{ °C}$  und  $30\text{ °C}$  berechnet wurde (durchgezogene Linien). Den korrespondierenden Temperaturverlauf an der Liner-Oberfläche des Behälters zeigt Abb. 21 in Kapitel 3.1.4 (siehe Seite 45). Die Maximaltemperaturen liegen zwischen  $45\text{ °C}$  und  $65\text{ °C}$ . Während des Füllens der Atemluftflasche erhöht sich der Betriebsdruck von 0 bar auf Arbeitsdruck.

Zu dem Anwendungsfall „Füllprozess mit Wasserstoff“ wurden im Rahmen dieser Arbeit keine experimentellen Versuche durchgeführt. Der geschätzte Verlauf der Materialtemperaturen nach dem Füllprozess und der geschätzte Verlauf des Fülldruckes in Abhängigkeit der Zeit werden durch gestrichelte Linien dargestellt. Es finden sich in der Literatur diverse Untersuchungen, die sich mit dieser Thematik befassen (siehe [59], [116-123]). In diesen Arbeiten werden unterschiedliche Vorgehensweisen vorgeschlagen, um die Entwicklung der Behältertemperatur zu beeinflussen. Für den Wasserstoff-Füllprozess zeigt Abb. 41 somit nur noch Tendenzen, um eine Abgrenzung gegenüber der Atemluft zu verdeutlichen. In Kapitel 6.1 wird gezeigt, dass die Brandbekämpfung den Extremfall

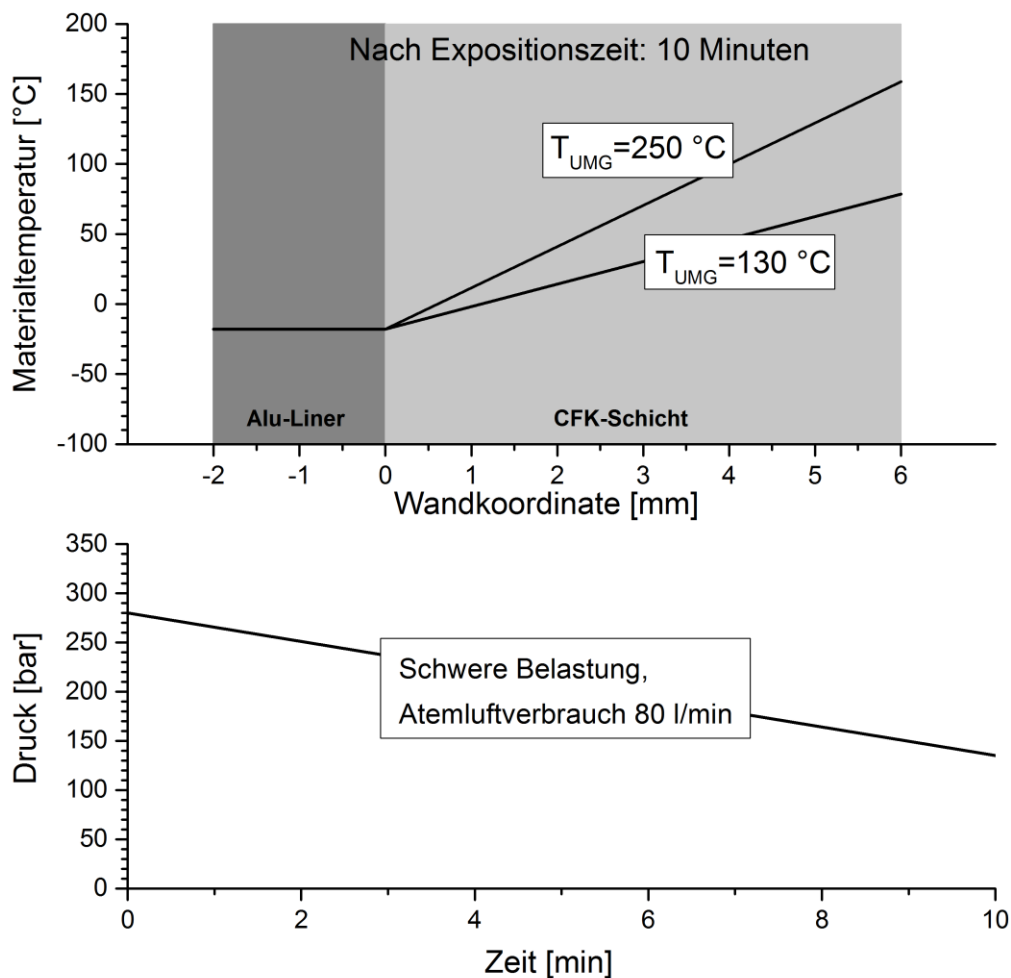
dieser Belastungskategorie darstellt. Aus diesem Grunde werden in dieser Arbeit ausschließlich die Materialtemperaturen der Brandbekämpfung für weitere Berechnungen dieser Kategorie herangezogen.

Die Abb. 42 und 43 zeigen die berechneten Belastungsprofile der Brandbekämpfung (130 °C und 250 °C) nach einer Expositionszeit von 10 Minuten. Die Temperaturintervalle wurden aus den Abb. 36 bis 39 (siehe Seiten 59 bis 61) abgeleitet.



**Abb. 42: Belastungsprofil der Brandbekämpfung bei mittlerer körperlicher Belastung des Atemschutzgeräteträgers**

Abb. 42 zeigt die maximalen Erwärmungen bei mittlerer Belastung des Atemschutzgeräteträgers. Für diesen Fall wurde die Liner-Temperatur idealisiert mit 5 °C als konstant angenommen (siehe Kapitel 3.1.4, Seite 43). Abb. 43 zeigt die maximalen Erwärmungen bei hoher Belastung. Dabei beträgt die minimale Liner-Temperatur ca. -20 °C. Die maximalen Temperaturen der Faserverbundschichten betragen in beiden Profilen annähernd 80 °C bzw. 160 °C. Es ist eindeutig zu erkennen, dass der Betriebsdruckverlauf und die Liner-Temperatur vom Belastungsverhalten des Atemschutzgeräteträgers maßgeblich beeinflusst werden.



**Abb. 43: Belastungsprofil der Brandbekämpfung bei hoher körperlicher Belastung des Atemschutzgeräteträgers**

#### **4 Versuche an Typ-III Prüfmustern und Materialproben**

Mit dem in dieser Arbeit entwickelten Hybridbehältermodell wird die von der Berliner Feuerwehr zur Verfügung gestellte Typ-III-Atemluftflasche modellhaft abgebildet. Damit die Charakteristik des Referenzbehälters simuliert werden kann, benötigt das Hybridmodell spezifische Eingangsparameter. Die Bestimmung dieser Parameter erfolgt in Abschnitt 4.1 und 4.2 an experimentell durchgeführten Versuchen. Die Berst- und Lastwechselversuche in Abschnitt 4.3 werden durchgeführt, um die statische und die zyklische Festigkeit der Atemluftflaschen nach einer Betriebszeit von 15 Jahren zu ermitteln. Die gewonnenen Ergebnisse werden genutzt, um die Plausibilität der in dieser Arbeit entwickelten Schädigungsansätze zu überprüfen.

## 4.1 Dynamisch-mechanische Thermo-Analyse

Die dynamisch-mechanische Thermo-Analyse (DMTA) ist eine Untersuchungsmethode, um die physikalischen Eigenschaften von Kunststoffen zu bestimmen. Dabei wird das thermische Verhalten der Proben bei dynamischer Anregung untersucht. Die DMTA ist besonders geeignet, um die Glasübergangstemperatur und den temperaturabhängigen E-Modul des Harzes zu bestimmen.

Über das Verhalten der Probe bestimmt die DMTA den Speicher- und den Verlustmodul der untersuchten Probe. Der Speichermodul repräsentiert den elastischen Anteil des Harzes und entspricht dem temperaturabhängigen E-Modul. Der Verlustmodul entspricht dem Energieverlust, der durch innere Reibung in Wärme umgewandelt wird. Mit einer Messabweichung von ca.  $\pm 5\%$  zeigt Abb. 44 den Speicher- ( $E'$ ) und Verlustmodul ( $E''$ ) einer Probe aus der Faserverbandschicht des untersuchten Typ-III-Hybridbehälters. Die Kennwerte wurden bei einer Prüffrequenz von 1 Hz aufgezeichnet.

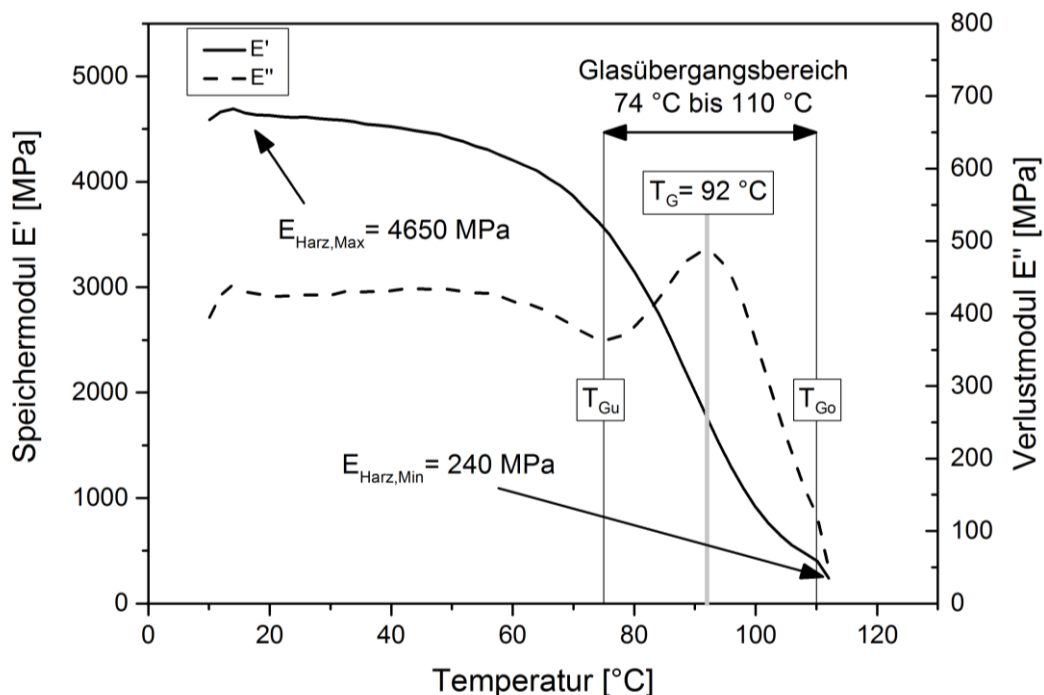


Abb. 44: Speicher- und Verlustmodul ( $E'$ ,  $E''$ ) der Harzmatrix der Typ-III-Atemluftflasche

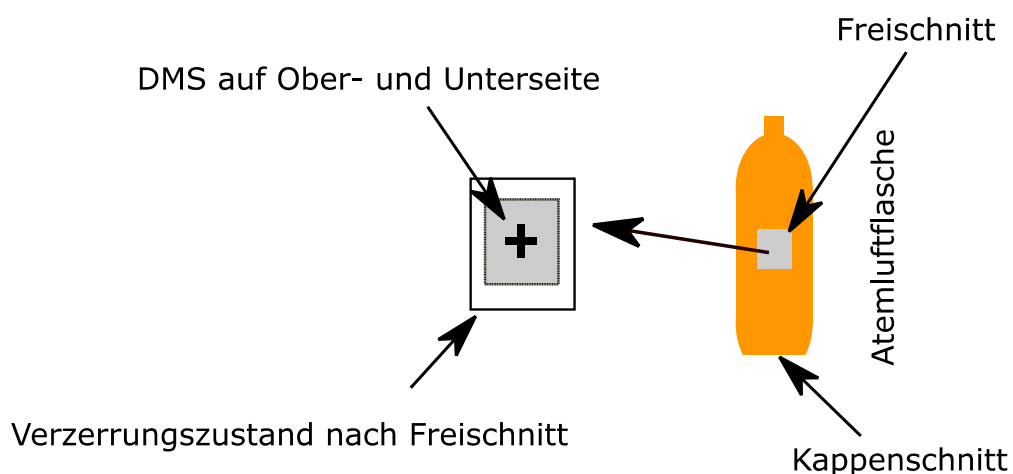
Am Verlauf des Speichermoduls  $E'$  ist die Temperaturabhängigkeit des Harzes der Typ-III-Atemluftflasche deutlich zu erkennen. Von einem Maximum bei 20°C mit  $E_{Harz,Max} = 4650$  MPa ausgehend fällt der E-Modul kontinuierlich auf ein Minimum von  $E_{Harz,Min} = 240$  MPa bei 110°C ab. Am globalen Maximum des Verlustmoduls  $E''$  ist die Glasübergangstemperatur des Harzes ( $T_G = 92$  °C) zu erkennen. Dieser Punkt repräsentiert annähernd den Mittelpunkt des Glasübergangsbereichs, der den Bereich der Steifigkeitsabnahme bis zum Minimalwert beschreibt. Somit kann der Harz-

Glasübergangsbereich des untersuchten Baumusters auf einen Temperaturbereich von 74 °C – 110 °C festgelegt werden.

## 4.2 Eigenspannungszustand

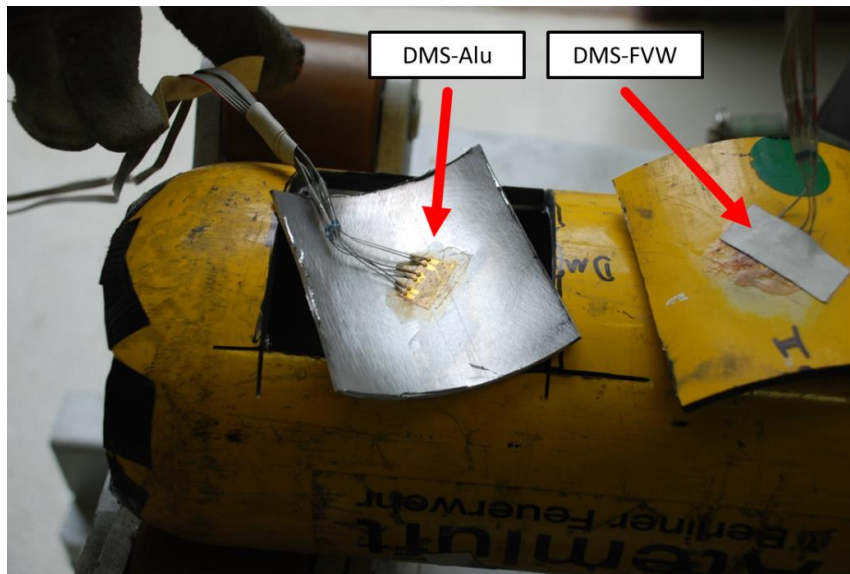
Die gezielt über den Autofrettageprozess (s. Kapitel 2.2) eingebrachte Spannung zwischen Aluminium-Liner und Faserverbundwerkstoff wird Eigenspannungszustand genannt. Durch die Reduzierung der Mittelspannung wird die Lastwechselfestigkeit des Aluminiums erhöht. Damit das Hybridmodell den Eigenspannungszustand der Atemluftflasche adäquat abbilden kann, muss die Eigenspannung des Liners im experimentellen Versuch messtechnisch ermittelt werden. Die einzige Möglichkeit, dies an einer ganzen Atemluftflasche zu erreichen, ist durch einen Freischnitt des Liners bei gleichzeitiger Erfassung der Entlastungsdehnung. Die Dehnungen können anschließend dem Hybridmodell als Eingangsdaten zur Verfügung gestellt werden. Die Messung des Eigenspannungszustands erfolgt in vier Schritten:

1. Instrumentierung der Behälteroberfläche mit einem Dehnungsmessstreifen (DMS-FVW).
2. Abtrennung eines kleinen Teilstückes des Behälterbodens (Kappenschnitt) bei gleichzeitiger Kontrollmessung an DMS-FVW. Diese Messung dient der Kontrolle, ob der Schnitt des Behälterbodens einen Einfluss auf den Spannungszustand hat.
3. Instrumentierung der Aluminiumoberfläche mit DMS-Alu unterhalb des äußeren DMS-FVW.
4. Freischnitt beider DMS. DMS-Alu wird für die Messung des Eigenspannungszustands genutzt.



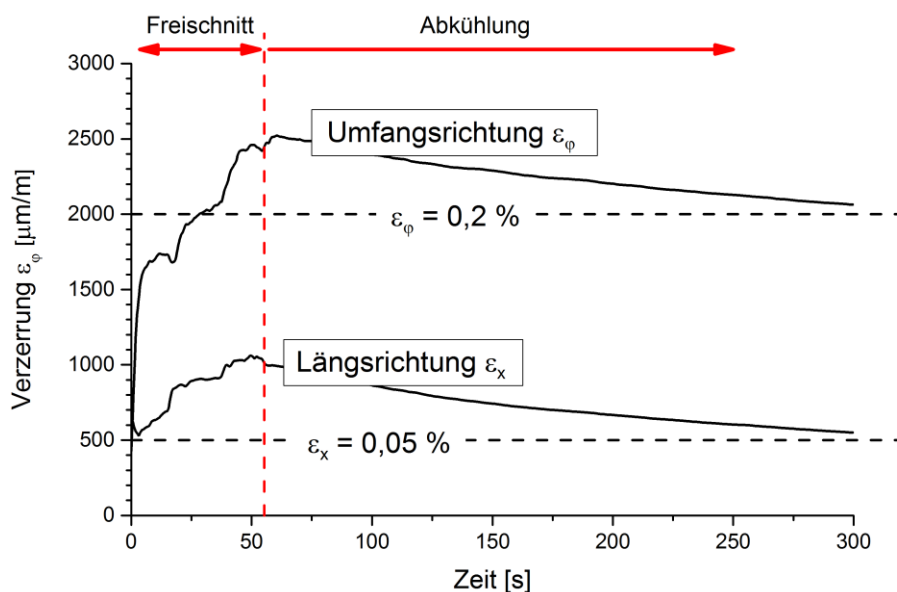
**Abb. 45: Schematische Darstellung zur Eigenspannungsmessung**

Abb. 45 zeigt in einer schematischen Darstellung die Vorgehensweise der Eigenspannungsmessung. Abb. 46 zeigt den Freischnitt und die Anordnung der DMS.



**Abb. 46: Freischnitt an der Typ-III-Atemluftflasche mit Anordnung der DMS**

Die Ergebnisse (Mittelwerte aus 3 Versuchen) der Eigenspannungsmessungen für die Umfangs- und Längsrichtung zeigt Abb. 47.



**Abb. 47: Verzerrungszustand des Aluminium-Liners nach Freischnitt**

Die erhöhten Verzerrungen durch die Erwärmung während des Freischnitts bauen sich in der Abkühlphase langsam wieder ab. Nach dem Abkühlvorgang bleibt eine Restverzerrung erhalten, die den Eigenspannungszustand vor dem Freischnitt repräsentiert. Für den Eigenspannungszustand der Atemluftflasche werden folgende Verzerrungsdaten dem Hybridmodell als Eingangsdaten zur Verfügung gestellt:

- Verzerrung in Umfangsrichtung des Behälters:  $\varepsilon_{\varphi} = 2000 \frac{\mu\text{m}}{\text{m}} = 0,2 \%$  (4.1)

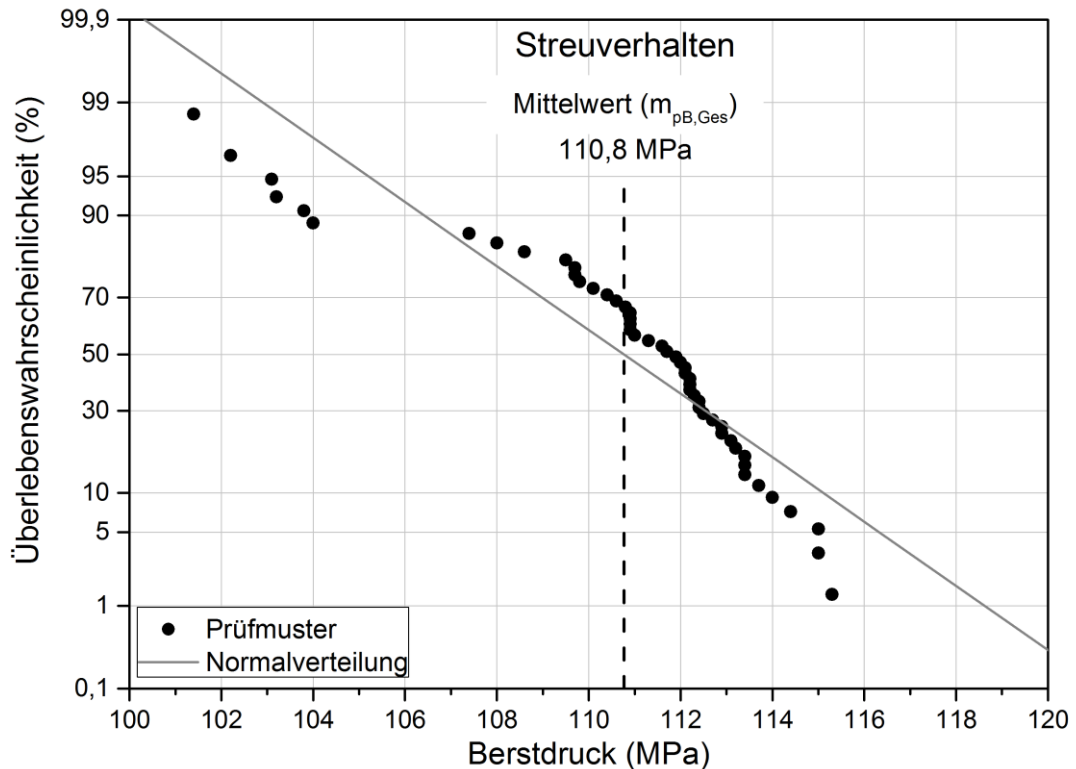
- Verzerrung in Längsrichtung des Behälters:  $\varepsilon_x = 500 \frac{\mu m}{m} = 0,05 \%$  (4.2)

### 4.3 Berst- und Lastwechselversuche

Mit Berst- und Lastwechselversuchen ist es möglich, die Strukturfestigkeiten einer Typ-III-Atemluftflasche zu erfassen. Dabei bestimmt der Berstversuch die statische Festigkeit und somit die Integrität des Faserverbundwerkstoffs. Der Lastwechselversuch hingegen spiegelt die zyklische Festigkeit des Aluminium-Liners wider. Da der Lastwechseltest hohe Zeit- und Materialkosten verursacht, wird dieser normalerweise in den Zulassungsprüfungen bei Erreichen der Lastwechselgrenze abgebrochen. Somit gilt das Prüfkriterium als erfüllt. Es können jedoch keine quantitativen Aussagen über die Lastwechselfestigkeiten der Prüflinge getroffen werden. Die nachfolgend dargestellten Versuche wurden bis zum Versagen der Prüfmuster weitergeführt. Die Prüfmuster sind Atemluftflaschen, die 15 Jahre im Betrieb der Berliner Feuerwehr eingesetzt wurden. Die Behälter wurden nicht aufgrund einer Schädigung dem Betrieb entzogen, sondern nach Ende ihrer zugelassenen Lebensdauer altersbedingt ausgesondert. Die Ergebnisse spiegeln also das Strukturverhalten des untersuchten Baumusters am Ende der Lebenszeit (15 Jahre) wider. Die Auswertung der Versuche wird in Anlehnung an das von Mair et al. in [128] vorgestellte Verfahren durchgeführt. Mit der Annahme von normalverteilten Prüfergebnissen erfolgt die Bewertung der Prüflöse über deren Mittelwert. Aufgetragen sind jeweils die Überlebenswahrscheinlichkeiten  $P_{\bar{u}}$  über dem Berstdruck  $p_B$  bzw. der Lastwechselzahl  $N$ . Dieses Verfahren wird genutzt, um das Streuverhalten der Prüfmuster abzuschätzen und die Überlebenswahrscheinlichkeiten bei gewünschtem Berstdruck bzw. Lastwechselzahl zu beurteilen. Für weitere Details zu dieser Auswertungsmethode sei auf [129] verwiesen. Abb. 48 zeigt die Auswertung von 50 Bersttests im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz.

Es zeigt sich ein deutliches Streuverhalten der Stichprobe bezüglich der statischen Festigkeit. Dabei entwickelt sich neben der Hauptgruppe eine kleine Ausreißergruppe von 6 Prüfmustern. Visuelle Untersuchungen aller Prüfmuster vor den Tests sowie ein Vergleich der Schädigungsbilder nach den Tests ergaben keine Anhaltspunkte, dass dies als „Ausreißer“ bezeichnete Verhalten durch eine mechanische Vorschädigung induziert wurde. Hier stellt sich die Frage einer ggf. übermäßigen Betriebsbelastung, die zu einem frühzeitigen statischen Versagen geführt hat.





**Abb. 48: Auswertung von 50 Bersttests im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz**

Im Kontext dieser Arbeit wird untersucht, ob dieses Schädigungsverhalten durch den Einfluss thermischer Schädigungen verursacht werden kann. Gemäß [128] kann die gesamte Stichprobe unter der Annahme einer Normalverteilung im statischen Versagensverhalten über den Mittelwert beschrieben werden:

Mittelwert der 50 Bersttests: 
$$m_{pB,Ges} = 110,8 \text{ MPa} \quad (4.3)$$

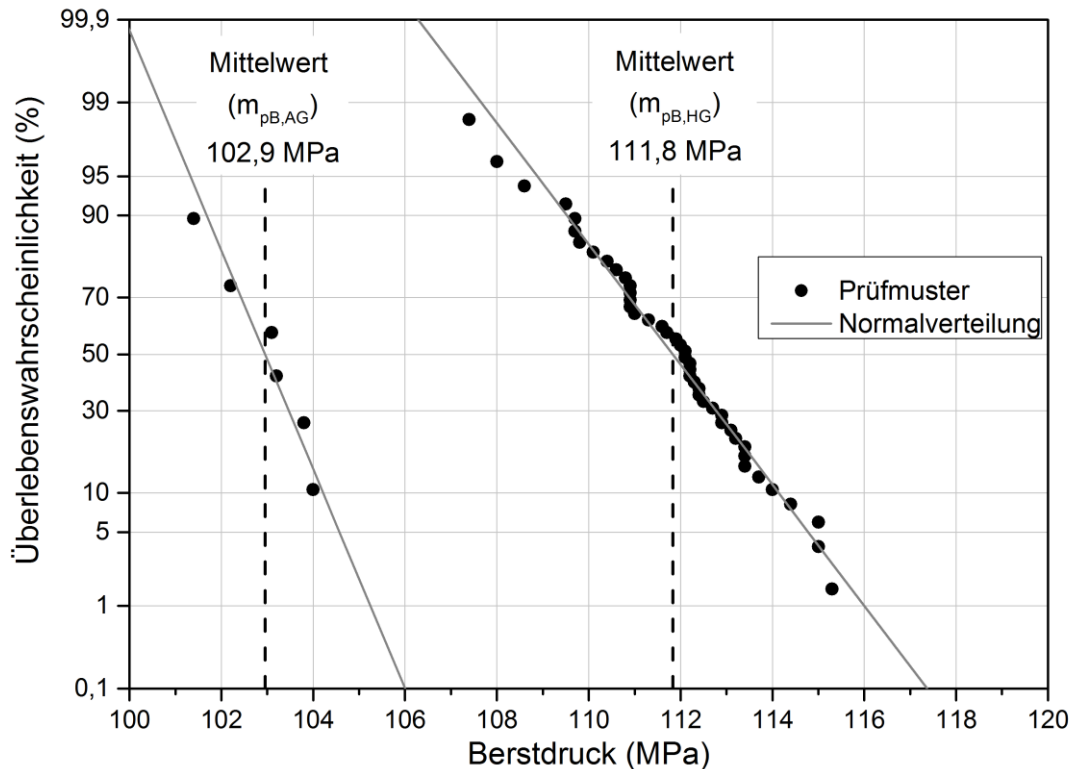
Erfolgt eine getrennte Auswertung der Haupt- und der Ausreißergruppe nach [129], ergibt sich Abb. 49. Es ergeben sich Mittelwerte, mit denen beide Gruppen charakterisiert werden können:

Hauptgruppe Bersttest:

Mittelwert: 
$$m_{pB,HG} = 111,8 \text{ MPa} \quad (4.5)$$

Ausreißergruppe Bersttest:

Mittelwert: 
$$m_{pB,AG} = 102,9 \text{ MPa} \quad (4.7)$$



**Abb. 49: Separate Auswertung von Haupt- und Ausreißergruppe der 50 Bersttests**

Abb. 50 zeigt die Auswertung von 40 Lastwechselversuchen im Gaußschen Log-Wahrscheinlichkeitsnetz. Die Lastwechselfestigkeit der Stichprobe weist ebenfalls ein hohes Streuverhalten auf. Neben der Hauptgruppe, die im Lastwechselbereich zwischen 5000 und 15000 Lastwechseln (LW) liegt, zeigen drei Prüflinge ein deutlich vorzeitiges Versagensverhalten. In visuellen Untersuchungen aller Prüfmuster vor und nach den Tests sowie in computertomografischen Untersuchungen (Kooperation mit dem Hersteller, Vertraulich) einzelner Stichproben konnten keine Auffälligkeiten entdeckt werden, die auf eine mechanische Vorschädigung schließen lassen. Hier stellt sich ebenfalls die Frage, ob die drei Frühausfälle eine übermäßige Betriebsbelastung erfahren haben und diese ggf. durch dasselbe Schädigungsverhalten wie im Bersttest ausgelöst wurde. Im Kontext dieser Arbeit wird untersucht, ob dieses Schädigungsverhalten bzw. eine kombinierte Schädigung aus Berstdruck- und Lastwechselverlust durch den Einfluss thermischer Schädigungen erklärbar ist. Die gesamte Stichprobe kann unter der Annahme einer Normalverteilung im zyklischen Versagensverhalten nach [128] über den Mittelwert beschrieben werden:

$$\text{Mittelwert der 40 Lastwechseltests: } N_{50\%,Ges} = 9060 \text{ LW} \quad (4.9)$$

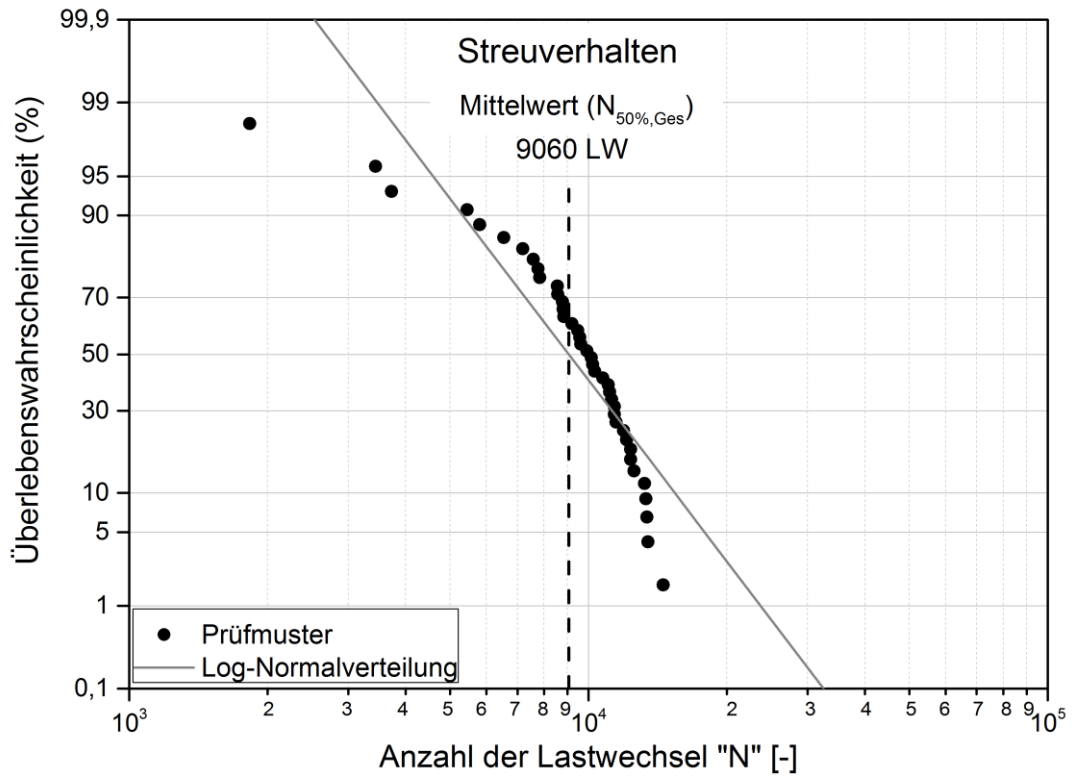


Abb. 50: Auswertung von 40 Lastwechseltests im Gaußschen Log-Wahrscheinlichkeitsnetz

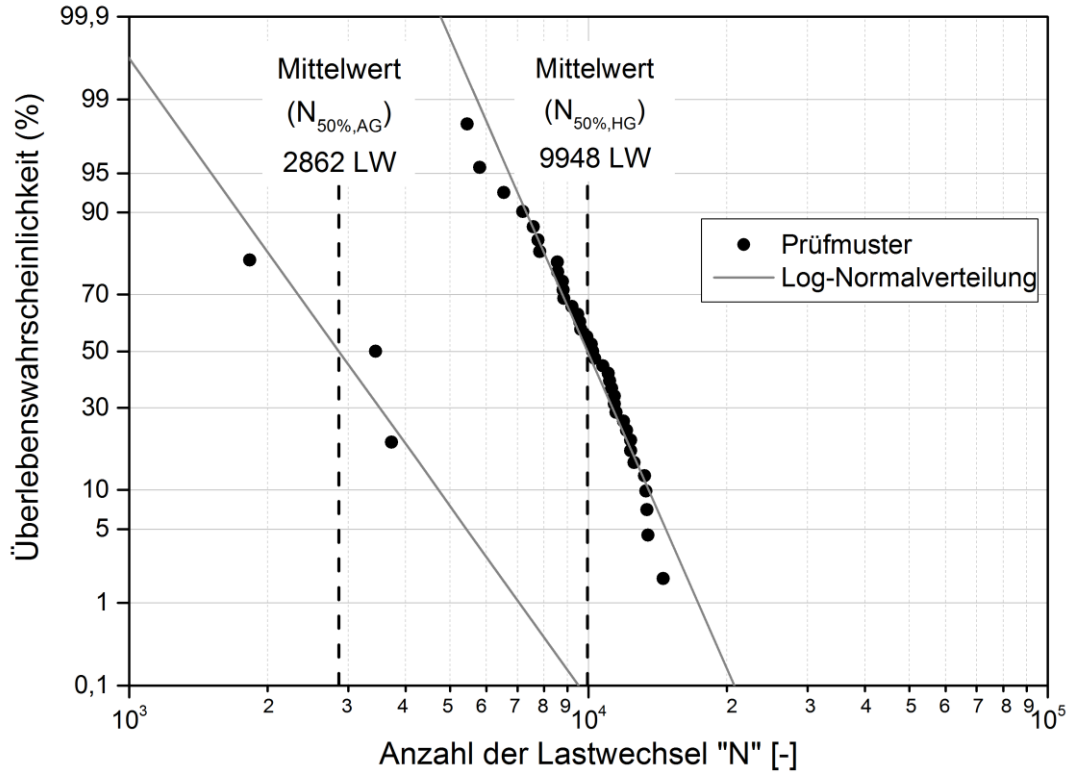


Abb. 51: Separate Auswertung von Haupt- und Ausreißergruppe der 40 Lastwechseltests

Erfolgt auch hier eine getrennte Auswertung der Haupt- und der Ausreißergruppe nach [129], ergibt sich Abb. 51. Es ergeben sich folgende Mittelwerte für beide Gruppen, mit denen das zyklische Schädigungsverhalten charakterisiert werden kann:

Hauptgruppe LW-Test:

Mittelwert:  $N_{50\%,HG} = 9948 \text{ LW}$  (4.11)

Ausreißergruppe LW-Test:

Mittelwert:  $N_{50\%,AG} = 2862 \text{ LW}$  (4.13)

Auf die Auswertung und den Vergleich der hier dargestellten Versuchsergebnisse wird ausführlich in Kapitel 6.4.2 eingegangen. Dabei wird die Auswertung im Rahmen dieser Arbeit ausschließlich über die Mittelwerte der Haupt- und Ausreißergruppen durchgeführt. Auf Details zum Streuverhalten bzw. auf Fragestellungen zur Verteilungsform der Berst- und Lastwechselergebnisse soll in der vorliegenden Arbeit nicht weiter eingegangen werden. Für den interessierten Leser zu dieser Thematik sei auf die Diskussionen in [129] verwiesen.

## 5 Modellierung des Hybrid-Modellbehälters

Das Modell eines Hybridbehälters muss in der Lage sein, anisotrope Faserverbundschichten und die Interaktion mit einer einzelnen isotropen Linerschicht abzubilden. Das hier entwickelte Modell basiert auf der klassischen Laminattheorie in Anlehnung an die VDI-Richtlinie 2014 [72] und baut sukzessiv auf die in der Literatur vorgestellten Modellierungen auf. Im Besonderen wird der Modellierungsansatz in [35] genutzt, da hier spezielle analytische Algorithmen entwickelt wurden, um die komplexen Fertigungsparameter rechenzeiteffizient einzubinden. Der Ansatz wird jedoch grundlegend erweitert, um die Einbindung der in Kapitel 3 entwickelten Belastungsprofile und somit schichtabhängige Materialtemperaturen zu ermöglichen. Zudem wird das Modell mit zwei Schädigungsansätzen erweitert, die eine Überschreitung der Harz-Glasübergangstemperatur simulieren. Somit hebt sich der in dieser Arbeit entwickelte Modellierungsansatz von den in der Literatur beschriebenen Modellen ab. Folgende Eigenschaften werden in einem Modell vereinigt:

- Beschreibung von anisotropen Schichtstrukturen im Hybridbehälter
- Kombination und Interaktion unterschiedlicher Materialien (Composite und Liner)
- Implementation von Fertigungs- und Betriebsparametern (Eigenspannungszustand, Wickel- und Temperprozess)
- Temperatur- und schichtabhängiges Materialverhalten, auch oberhalb der Harz-Glasübergangstemperatur

- Einbeziehung instationärer Belastungsprofile, bestehend aus zeitabhängigen Temperatur- und Druckverläufen
- Schädigungsansätze bei Überschreitung der Harz-Glasübergangstemperatur
- Festigkeits- bzw. Spannungsanalyse von FVW und Liner.

Folgende Eigenschaften werden von dem Hybridmodell nicht berücksichtigt:

- Feuchtigkeitseinfluss auf Materialeigenschaften
- Viskoses Materialverhalten.

## 5.1 Grundlagen und Elastizitätsgesetz

Zur Analyse des Hybridverbunds muss ein Werkstoffgesetz hergeleitet werden, das die elasto-statischen Abhängigkeiten der Spannungen und Verformungen beschreiben kann. Dabei müssen das stark richtungsabhängige Verhalten des Faserverbundwerkstoffs (FVW) sowie die Interaktion mit dem Liner berücksichtigt werden. Um das analytische Modell übersichtlich und recheneffizient zu gestalten, werden dabei Idealisierungen vorgenommen, die die Genauigkeit reduzieren. Die Vorgehensweise zur Herleitung des Werkstoffgesetzes wird im Folgenden detailliert beschrieben. Dabei werden Begrifflichkeiten benutzt, die zur besseren Verständlichkeit kurz erläutert werden.

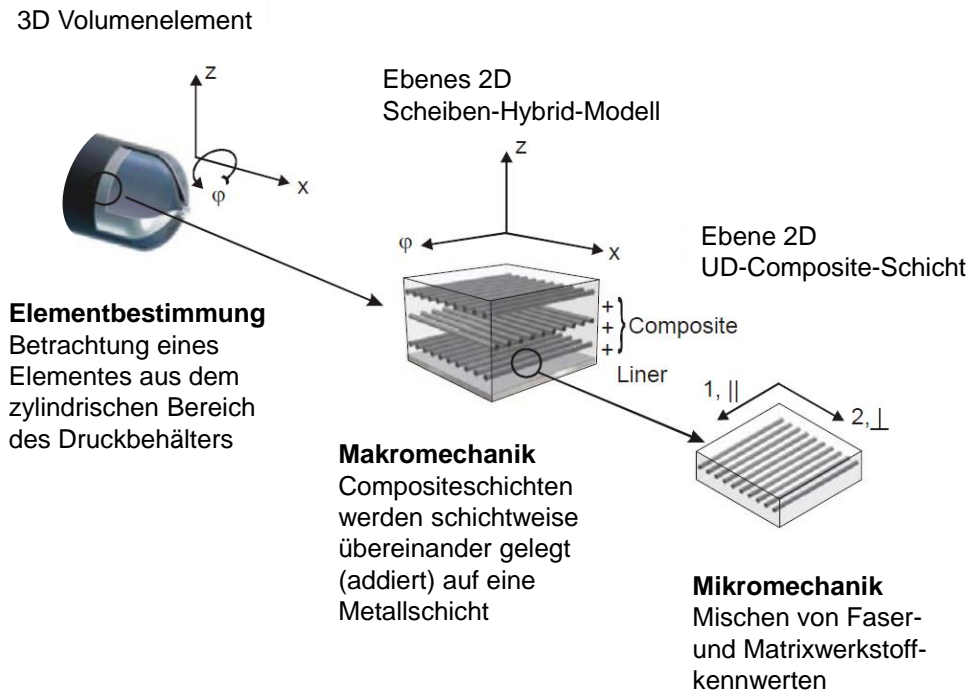
- Für die Darstellung des räumlichen Elastizitätsgesetzes wird die Matrixschreibweise eingesetzt. Das bedeutet, dass runde bzw. geschweifte Klammern Vektoren und eckige Klammern Matrizen darstellen.
- Alle Größen, die den Mehrschichtverbund betreffen, werden mit einem  $\wedge$  = „Dach“ gekennzeichnet.
- Der Index „k“ dient als Laufvariable für die Faserverbundschichten des Behälters.
- Die CLT beschreibt den Mehrschichtverbund durch Superposition einzelner dünnwandiger Materialschichten. Bei der Betrachtung dünnwandiger Bauteile werden gewöhnlich die Beanspruchungen nur noch auf die Wandbreite bezogen und in der Einheit [N/mm] angegeben. Dies erreicht man durch Multiplikation mit den jeweiligen Wanddicken. Man erhält sogenannte Kraftflüsse  $\{n\}$ , die nun wandstärkenunabhängige, innere Linienkräfte darstellen. Der Vorteil liegt darin, dass die Schichten unabhängig von ihrer Wandstärke addiert werden können.
- Jede Schicht des FVW kann eine unterschiedliche Faserorientierung aufweisen. Deshalb wird zwischen globalem und lokalem Koordinatensystem (KOS) unterschieden. Das globale KOS orientiert sich an der Lage des Hybridbehälters und hat die Basiskoordinaten  $x$ ,  $\varphi$  und  $z$ . Die  $x$ -Richtung orientiert sich an der Längsachse des Behälters,  $\varphi$  beschreibt dessen Umfangsrichtung und  $z$  die Wandstärkenrichtung. Das lokale KOS orientiert sich an der Faserrichtung jeder

einzelnen UD-Schicht. Die Faserrichtung wird als 1 oder  $\parallel$  und die Richtung quer zur Faser als 2 oder  $\perp$  bezeichnet.

- Eine Rechnung im globalen KOS wird durch einen Oberstrich ( $\bar{Q}$ ) gekennzeichnet.
- Der Faserwinkel  $\alpha$  jeder UD-Schicht wird in mathematisch positiver Richtung von der x- in die 1-Richtung aufgetragen.

Für die strukturmechanische Betrachtung des Hybridbehälters wird ein Element bzw. ein Bereich der Behälterstruktur gewählt, der das Versagensverhalten maßgeblich repräsentiert. Hierfür wird im weiteren Verlauf der mittlere, zylindrische Bereich des Behälters betrachtet. Wie von Knapstein in [34] beschrieben wird, kann im Idealfall davon ausgegangen werden, dass aufgrund der Spannungsverteilung im durch Innendruck beaufschlagten rotationssymmetrischen Körper die Belastung im Zylinderbereich am größten ist. Dieses Versagensverhalten beschreiben auch Tomioka und Hong in [130] und [131] an Lastwechseltests und numerischen Untersuchungen bei Typ-III-Hybridbehältern. Hinzu kommt, dass der Bodenbereich von Typ-III-Behältern aus produktionstechnischen Gründen überdimensioniert ist.

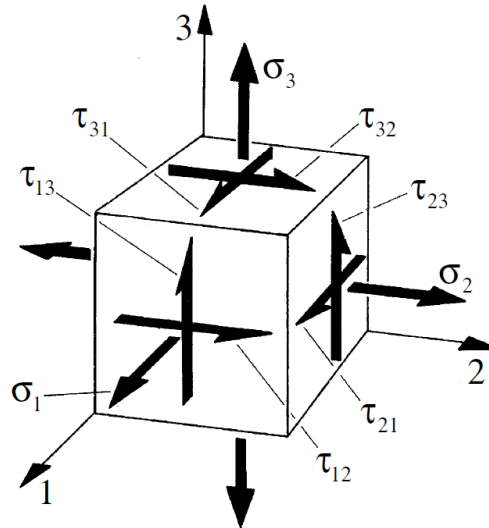
Mit geometrischen Idealisierungen kann der betrachtete Bereich auf mathematisch darstellbare Grundstrukturen zurückgeführt werden. Mit einem hinreichenden Abstand zum Bodenbereich können die Randstörungen, wie es Wiedemann in [2] darstellt, als abgeklungen angenommen werden. Somit kann davon ausgegangen werden, dass keine exzentrischen Randbedingungen existieren und der Geometriezustand auf ein Schalenproblem zurückgeführt werden kann. Da die Seitenränder dieser Schale in einem Druckbehälter gefesselt sind, kann gemäß Szabo [132] für diesen Zustand ein Sonderfall angenommen werden, der als biegespannungsfreier Membranzustand bezeichnet wird.



**Abb. 52: Strukturmechanische Betrachtung des Hybridbehälters und Ausrichtung der Koordinatensysteme [35]**

Ein reiner Membranzustand kann allerdings nur angenommen werden, wenn die Wanddicke des Behälters klein gegenüber den Behälterabmessungen ist und dadurch die Spannungen über der Behälterwand als näherungsweise konstant angenommen werden können. Die Grenze für eine sogenannte dünnwandige Berechnung gibt Tsai in [133] mit einem Verhältnis von Außen- zu Innenradius  $\leq 1,1$  an. Mit einem Verhältnis von 1,09 liegt der betrachtete Hybridbehälter innerhalb dieses Bereiches. Somit kann für das analytische Modell ein Membranzustand angenommen werden. Auf eine Fehlerabschätzung bei dieser Vorgehensweise wurde in Kapitel 2.4 eingegangen. Für weitere Details zu der Thematik der Flächentragwerke sei auf Girkmann in [134] verwiesen. Den Zusammenhang der Volumenstruktur des Hybridbehälters zur UD-Schicht der CLT beschreibt Abb. 52.

Ausgehend von der UD-Schicht wird der Weg zum Elastizitätsgesetz des Hybridverbundes nachfolgend beschrieben. Für nähere Details zu den Herleitungsschritten sei auf [35], [36], [72], [89] und [91] verwiesen. Ein betrachtetes Volumenelement aus dem oben beschriebenen mittleren, zylindrischen Bereich besitzt neun verschiedene Freiheitsgrade. Abb. 53 stellt die hier angreifenden Kräfte grafisch dar.



**Abb. 53: Kräfte am Werkstoff Volumenelement [36]**

Die Kräfte setzen sich aus drei Normalspannungen ( $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ ) und sechs Schubspannungen ( $\tau_{23}, \tau_{32}, \tau_{13}, \tau_{31}, \tau_{12}, \tau_{21}$ ) zusammen, die über Steifigkeiten (C) bzw. Nachgiebigkeiten (S) miteinander gekoppelt sind. Die Kopplung erfolgt dabei über 81 Konstanten. Dieser Fall wird als Triklone Anisotropie bezeichnet. Im ebenen Fall sind die Schubspannungen aufgrund des Momentengleichgewichts paarweise einander zugeordnet. Es folgt:

$$\tau_{23} = \tau_{32}, \tau_{13} = \tau_{31}, \tau_{12} = \tau_{21} \quad (5.1)$$

Das somit auf 36 Konstanten reduzierte System zeigt Gleichung 5.2.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \tau_{23} \\ \tau_{31} \\ \tau_{21} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{13} & C_{14} & C_{15} & C_{16} \\ C_{21} & C_{22} & C_{23} & C_{24} & C_{25} & C_{26} \\ C_{31} & C_{32} & C_{33} & C_{34} & C_{35} & C_{36} \\ C_{41} & C_{42} & C_{43} & C_{44} & C_{45} & C_{46} \\ C_{51} & C_{52} & C_{53} & C_{54} & C_{55} & C_{56} \\ C_{61} & C_{62} & C_{63} & C_{64} & C_{65} & C_{66} \end{bmatrix} * \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \gamma_{23} \\ \gamma_{31} \\ \gamma_{21} \end{pmatrix} \quad (5.2)$$

Durch weitere Symmetrien und besondere Eigenschaften der UD-Schicht kann das Elastizitätsgesetz weiter vereinfacht werden. Die Vorgehensweise wird nachfolgend zusammenfassend dargestellt. Für eine detaillierte Herleitung sei auf [2] verwiesen.

- Symmetrie der Hauptdiagonalen:  $S_{ij} = S_{ji}$  bzw.  $C_{ij} = C_{ji}$  (Reduzierung auf 21 Konstanten).
- Orthotropie: Es gibt drei senkrecht zueinander angeordnete Symmetrieebenen (Reduzierung auf 12 Konstanten).
- Transversale Isotropie: Keine Vorzugsrichtung zwischen Längs- und Querdehnung (Reduzierung auf 9 Konstanten)



- Reduzierung auf 2D Elastizitätsgesetz:  $\sigma_3 = \tau_{23} = \tau_{31} = 0$  (Reduzierung auf 5 Konstanten).

Somit kann das Elastizitätsgesetz der UD-Schicht für den ebenen, zweidimensionalen Zustand wie nachfolgend beschrieben werden.

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \tau_{21} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & 0 \\ C_{12} & C_{22} & C_{11} \\ 0 & 0 & C_{66} \end{bmatrix} * \begin{pmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \gamma_{21} \end{pmatrix} \quad (5.3)$$

Um die Reduzierung auf den ebenen Spannungszustand kenntlich zu machen, wird für die Steifigkeitsmatrix das Symbol Q benutzt. Es folgt:

$$\{\sigma\} = [Q] * \{\varepsilon\} \quad (5.4)$$

Die Koeffizienten der reduzierten Steifigkeitsmatrix berechnen sich gemäß der Gleichungen 5.5 bis 5.9 über Geometriebeziehungen aus den Grundelastizitätsgrößen der UD-Schicht:

$$Q_{11} = \frac{E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} * \nu_{\parallel\perp}} \quad (5.5)$$

$$Q_{12} = \frac{\nu_{\parallel\perp} * E_{\parallel}}{1 - \nu_{\perp\parallel} * \nu_{\parallel\perp}} \quad (5.6)$$

$$Q_{21} = \frac{\nu_{\perp\parallel} * E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} * \nu_{\parallel\perp}} \quad (5.7)$$

$$Q_{22} = \frac{E_{\perp}}{1 - \nu_{\perp\parallel} * \nu_{\parallel\perp}} \quad (5.8)$$

$$Q_{66} = G_{\perp\perp} \quad (5.9)$$

Die Grundelastizitätsgrößen der UD-Schicht lassen sich, wie in Kapitel 2.4 beschrieben wurde, über mikromechanische Berechnungsverfahren ermitteln. Auf eine detaillierte Herleitung wird an dieser Stelle verzichtet und auf [36] verwiesen. Die in dieser Arbeit genutzten Formulierungen sind im Anhang D zusammenfassend dargestellt.

Um die UD-Schicht zu einem Mehrschichtverbund zu erweitern, wird eine Kompatibilitätsbedingung aufgestellt, die das Verhalten der Schichten zueinander festlegt. Dabei wird die Annahme getroffen, dass alle Schichten im Mehrschichtverbund ideal miteinander verbunden sind und die gleichen Membranverzerrungen aufweisen. Daraus folgt:

$$\varepsilon_{x,k} = \hat{\varepsilon}_x \quad (5.10)$$

$$\varepsilon_{\varphi,k} = \hat{\varepsilon}_{\varphi} \quad (5.11)$$

$$\gamma_{x\varphi,k} = \hat{\gamma}_{x\varphi} \quad (5.12)$$

Durch den Herstellungsprozess besitzen die UD-Schichten des Mehrschichtverbundes unterschiedliche Faserrichtungen. Da sich die Belastungen am globalen Koordinatensystem (KOS) orientieren, müssen die Festigkeiten aller UD-Schichten ebenfalls auf dieses KOS bezogen werden. Dies erfolgt über eine Transformation der Schichtsteifigkeiten. Abb. 52 stellt den Zusammenhang zwischen Faserwinkel und globalem KOS schematisch dar. Die Transformationsbedingungen werden aus den trigonometrischen Zusammenhängen der Normal- und Tangentialkräfte abgeleitet. Für eine detaillierte Beschreibung der Berechnungsschritte sei auf [2] und [36] verwiesen. Es ergibt sich die ins x,y-KOS transformierte Steifigkeitsmatrix:

$$\bar{Q} = [T(\alpha)]^{\sigma} * [Q] * ([T(\alpha)]^{\sigma})^T \quad (5.13)$$

Mit der Multiplikation der Belastungen und Steifigkeiten mit der jeweiligen Schichtdicke  $t_k$  wird eine Überführung in Schichtkraftflüsse realisiert. Über die Kompatibilitätsbedingung gemäß der Gleichungen 5.10 bis 5.12 ist eine Aufsummierung der Steifigkeiten möglich. Im globalen KOS erhält man das Überlagerungsgesetz des Mehrschichtverbundes in Matrixschreibweise.

$$\{\hat{n}\} = [A] * \{\hat{\varepsilon}\} \quad (5.14)$$

Die Gesamtsteifigkeitsmatrix des Mehrschichtverbunds (MSV) wird nun mit [A] bezeichnet. Für die Koeffizienten ergibt sich:

$$A_{ij} = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k} * t_k \quad (5.15)$$

In einem weiteren Schritt wird die Steifigkeitsmatrix um die Linerschicht ergänzt. Zur Unterscheidung der einzelnen Komponenten im Hybridverbund werden alle Materialkennwerte mit den Indizes Hybrid, Liner oder FVW erweitert. Mit der Annahme eines ideal-isotropen Materialverhaltens kann die Steifigkeitsmatrix des Aluminium-Liners nachfolgend dargestellt werden:

$$[A]_{Liner} = \frac{E_{Liner} * t_{Liner}}{(1 - \nu_{Liner}^2)} * \begin{bmatrix} 1 & \nu_{Liner} & 0 \\ \nu_{Liner} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1 - \nu_{Liner}}{2} \end{bmatrix} \quad (5.16)$$

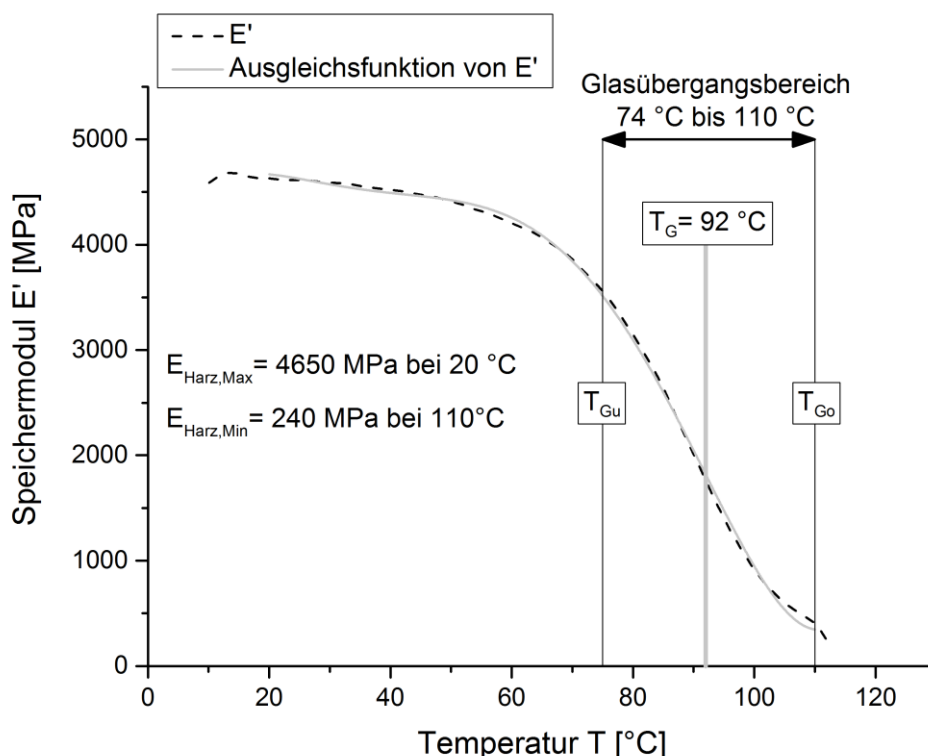
Mit der Erweiterung der Kompatibilitätsbedingung gemäß der Gleichungen 5.10 bis 5.12 auf die Linerschicht kann die Gesamtsteifigkeitsmatrix durch Addition beider Steifigkeitsmatrizen gebildet werden. Es folgt:

$$[A]_{Hybrid} = [A]_{FVW} + [A]_{Liner} \quad (5.17)$$

Aufgrund der angenommenen isotropen Materialeigenschaften der Liner-Schicht ist eine Transformation der Steifigkeiten nicht notwendig. Es ergibt sich der Gesamtkraftflussvektor:

$$\{\hat{n}\} = [A]_{Hybrid} * \{\hat{\epsilon}\} \quad (5.18)$$

Die Eigenschaften des Harzes sind temperaturabhängig, was in den Grundelastizitätsgrößen der UD-Schicht in den Gleichungen 5.5 bis 5.9 berücksichtigt werden muss. Anhand der in Kapitel 4.1 beschriebenen DMTA-Analyse ist es möglich, den temperaturabhängigen E-Modul des Harzes in einem weiten Temperaturbereich zu beschreiben. Den Verlauf des Harzmoduls in Abhängigkeit von der Temperatur sowie dessen Ausgleichsfunktion zeigt Abb. 54.



**Abb. 54: Temperaturabhängiges E-Modul des Harzes der Typ-III-Atemluftflasche**

In einem Temperaturbereich von 20 bis 110 °C wird der E-Modul des Harzes mit der in Abb. 54 dargestellten Ausgleichsfunktion beschrieben:

$$E(T)_{Harz} = 6,8127 * 10^{-6} * T^5 - 1,83 * 10^{-3} * T^4 + 0,172 * T^3 - 7,25 * T^2 + 131,42 * T + 3836,4 \quad (5.19)$$

Für die Temperaturen außerhalb dieses Bereiches werden in dieser Arbeit folgende Annahmen getroffen:

$$T_{Harz} < 20 \text{ °C gilt } E_{Harz,Max} = 4650 \text{ MPa und } T_{Harz} > 110 \text{ °C gilt } E_{Harz,Min} = 240 \text{ MPa.} \quad (5.20)$$

Die Festigkeiten der Kohlenstofffasern und des Aluminium-Liners werden im betrachteten Temperaturbereich als konstant angenommen.

Die in Kapitel 3.3 (siehe Seite 61) entwickelten Belastungsprofile stellen die Betriebsdrücke und Temperaturverläufe der thermischen Kurzzeitbelastung in Abhängigkeit von der Zeit dar. Somit werden alle Größen, die von diesen beiden Parametern abhängig sind, ebenfalls zeitabhängig. Mit der Einbindung der Belastungsprofile erfolgt deshalb eine Erweiterung des Modells zu einer quasistationären Lösung. Dies hat zur Folge, dass die Grundelastizitätsgrößen, die Betriebsbelastungen und alle daraus abgeleiteten Größen zusätzlich eine Zeitabhängigkeit aufweisen. Für die CLT wird diese Vorgehensweise auch in [36] vorgeschlagen. Hier liegt der Kontext jedoch in der Darstellung zeitabhängiger, viskoelastischer Effekte. Für die nun temperatur- und zeitabhängigen Koeffizienten der Gesamtsteifigkeitsmatrix des Faserverbundwerkstoffs folgt:

$$A(T, t)_{FVW,ij} = \sum_{k=1}^n \bar{Q}_{ij,k}(T, t) * t_k \quad (5.21)$$

Somit wird das Elastizitätsgesetz für den Hybridbehälter ebenfalls temperatur- und zeitabhängig. Es folgt für den Kraftflussvektor:

$$\{\hat{n}(T, t)\}_{Betrieb} = [A(T, t)]_{Hybrid} * \{\hat{\epsilon}(T, t)\}_{Gesamt} \quad (5.22)$$

Über das gewonnene Elastizitätsgesetz aus Gleichung 5.22 sind die Beanspruchungen und Verzerrungen über die Gesamtsteifigkeitsmatrix miteinander gekoppelt. Bei bekannter Beanspruchung lassen sich die Verzerrungen des Verbundes durch Inversion des Elastizitätsgesetzes berechnen. Mit Nutzung der Nachgiebigkeitsmatrix (invertierte Gesamtsteifigkeitsmatrix) ergibt sich für die Gesamtverzerrung des Hybridverbundes:

$$\{\hat{\epsilon}(T, t)\}_{Gesamt} = [A(T, t)]_{Hybrid}^{-1} * \{\hat{n}(T, t)\}_{Betrieb} \quad (5.23)$$

Die Herleitung der Komponenten des Beanspruchungsvektors wird in Abschnitt 5.2 vorgenommen. Aus der Gesamtverzerrung und der Kompatibilitätsbedingung gemäß der Gleichungen 5.10 bis 5.12 sind auch die Verzerrungen der Einzelschichten und des Liners bekannt. Die Verzerrungs- und Spannungszustände jeder einzelnen UD-Schicht erhält man über eine Rücktransformation der Gesamtverzerrung in das jeweilige lokale KOS. Aufgrund der angenommenen isotropen Materialeigenschaften für den Liner ist keine Transformation notwendig. Für die Herleitung der Transformationsbeziehungen sei auf [36] verwiesen. Es ergibt sich:

$$\{\varepsilon(T, t)\}_{FVW,1-2,k} = [T(\alpha)]_k^\varepsilon * \{\hat{\varepsilon}(T, t)\}_{Gesamt} \quad (5.24)$$

$$\{\varepsilon(T, t)\}_{Liner} = \{\hat{\varepsilon}(T, t)\}_{Gesamt} \quad (5.25)$$

## 5.2 Betriebs- und Fertigungsbeanspruchungen

Wie in Kapitel 3.1 gezeigt wurde, resultieren die Strukturbeanspruchungen aus mechanischen und thermischen Belastungen, die erst im Betrieb oder bereits während der Fertigung in das Material eingebracht werden. Die Betriebsbeanspruchungen werden direkt von den in Kapitel 3.3 entwickelten Belastungsprofilen hervorgerufen und wirken sich unmittelbar auf den Verzerrungszustand der Behälterstruktur aus. Die Beanspruchungen aus der Fertigung sind mit Auslieferung der Behälter bereits im Material enthalten und befinden sich im Kräftegleichgewicht. Die Vorgehensweise zur Berücksichtigung dieser Beanspruchungen im Hybridbehältermodell wird nachfolgend hergeleitet.

### Betriebsbeanspruchungen

Aufgrund der getroffenen Annahme von Dünnwandigkeit der Behälterstruktur können die Beanspruchungen aus dem Betriebsdruck mit der sogenannten Kesselformel berechnet werden. Es ergibt sich ein zweiachsiger Beanspruchungszustand, der über der Wandstärke konstant ist. Da der Betriebsdruck im Belastungsprofil eine zeitliche Abhängigkeit ausweist, sind alle druckabhängigen Größen mit dem zeitlichen Verlauf verknüpft. Im globalen KOS ergeben sich folgende Beanspruchungszustände für die Längs- und Umfangsrichtung:

$$n_x(t) = \frac{p(t) * R_{innen}}{2} \quad (5.26)$$

$$n_\varphi(t) = p(t) * R_{innen} \quad (5.27)$$

Der Beanspruchungsvektor, der aus dem Betriebsdruck resultiert, kann nachfolgend gebildet werden:

$$\{\hat{n}(t)\}_{Druck} = \begin{pmatrix} n_x(t) \\ n_\varphi(t) \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.28)$$

Die thermischen Komponenten der Belastungsprofile weisen dem Behältermaterial zeitabhängige Temperaturverläufe zu. Das temperaturabhängige Materialverhalten der einzelnen Faserverbundschichten und des Aluminium-Liners führen zu thermischen Kraftflüssen im Gesamtverbund. Der temperaturabhängige Wärmeausdehnungskoeffizient des Epoxidharzes  $\alpha_{Harz}(T)$  eines Typ-III-Hybridbehälters wurde von Anders in [35] für einen Temperaturbereich von -50 °C bis 85 °C ermittelt. Diese empirisch gewonnenen Daten werden in dieser Arbeit übernommen. Die Ausgleichsfunktion zeigt Abb. 55. Die Ausdehnungskoeffizienten für die Kohlenstofffasern und den Aluminium-Liner sind der Literatur [36] entnommen. Diese Parameter werden als temperaturunabhängig angenommen:

$$\alpha_{F \parallel} = -1,08 * 10^{-6} \frac{1}{K} \quad (5.29)$$

$$\alpha_{F \perp} = 31 * 10^{-6} \frac{1}{K} \quad (5.30)$$

$$\alpha_{Liner} = 23,5 * 10^{-6} \frac{1}{K} \quad (5.31)$$

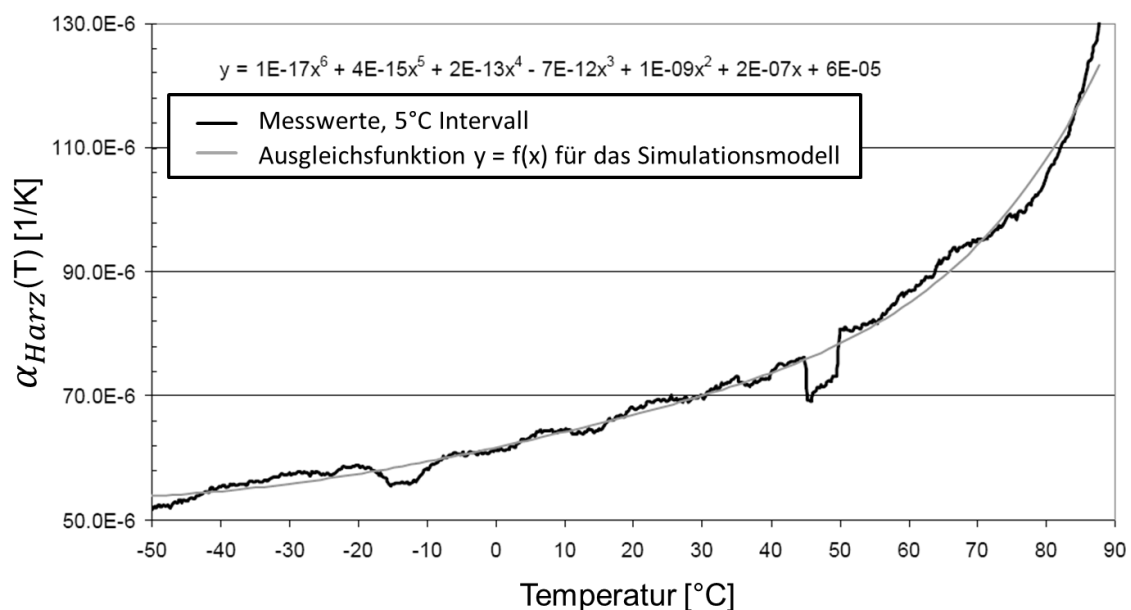


Abb. 55: Ausgleichsfunktion für den Ausdehnungskoeffizienten des Epoxidharzsystems (Bakelite EPR L 1100 – Bakelite EPH 161) [35]

Der thermische Ausdehnungskoeffizient der UD-Schicht berechnet sich über mikromechanische Berechnungsverfahren. Dabei werden die Ausdehnungskoeffizienten der Fasern und der Harzmatrix über Mischungsregeln miteinander verknüpft. Auf eine detaillierte Herleitung wird an dieser Stelle verzichtet und auf [36] verwiesen. Die in dieser Arbeit genutzten Formulierungen sind im Anhang D zusammenfassend dargestellt. Im Faserverbundwerkstoff ergibt sich für jede UD-Schicht ein thermisch-zeitabhängiger Ausdehnungsvektor:

$$\{\alpha_{FVW}(T, t)\}_k = \begin{pmatrix} \alpha_{FVW \parallel(T,t)} \\ \alpha_{FVW \perp(T,t)} \\ 0 \end{pmatrix}_k \quad (5.32)$$

Für thermische Verzerrungen gilt im Allgemeinen:

$$\varepsilon = \alpha * \Delta T \quad (5.33)$$

Die Temperaturdifferenz  $\Delta T$  wird nach [36] für Faserverbundwerkstoff und Liner unterschiedlich berechnet. Für die UD-Schicht wird die Differenz aus der Glasübergangstemperatur  $T_G$ , bei der das Harz nach dem Temperprozess in den festen Zustand übergeht (Erstarrungstemperatur), und der Schichttemperatur  $T_{UD,k}(t)$  berechnet. Für den Aluminium-Liner wird die Differenz zur Raumtemperatur gebildet. In [36] wird weiterhin empfohlen, die Glasübergangstemperatur aufgrund von Relaxationsprozessen nach der Aushärtung um 20 °C zu reduzieren. Man erhält die reduzierte Glasübergangstemperatur  $T_{Red}$ . Es folgt:

$$\Delta T_{FVW,k}(t) = T_{UD,k}(t) - T_{Red} \quad (5.34)$$

$$\Delta T_{Liner}(t) = T_{Liner}(t) - T_{Raum} \quad (5.35)$$

Es ergibt sich für jede Lage ein thermischer Ausdehnungsvektor im lokalen KOS, der analog zur Gleichung 5.24 in das globale KOS transformiert werden muss. Für den Faserverbundwerkstoff und den Aluminium-Liner ergibt sich mit den Gleichungen 5.16, 5.21, 5.31, 5.34 und 5.35 jeweils ein Gesamtkraftflussvektor aus temperatur- und zeitabhängigem Materialverhalten:

$$\{\hat{n}(T, t)\}_{Temp,FVW} = \sum_{k=1}^n [\bar{Q}(T, t)]_k * t_k * \Delta T_{FVW,k}(t) * \{\bar{\alpha}_{FVW}(T, t)\}_k \quad (5.36)$$

$$\{\hat{n}(T, t)\}_{Temp,Liner} = [A]_{Liner} * \Delta T_{Liner}(t) * \{\alpha_{Liner}(T, t)\} \quad (5.37)$$

Für den Faserverbundwerkstoff werden in [70] und [71] Empfehlungen ausgesprochen, die berechneten Eigenspannungen infolge von Relaxationsprozessen weiterhin um bis zu 50 % zu reduzieren. Der Gesamtkraftflussvektor für die Betriebsbeanspruchungen ergibt sich aus der Aufsummierung der einzelnen Kraftflussvektoren gemäß den Gleichungen 5.28, 5.36 und 5.37:

$$\{\hat{n}(T, t)\}_{\text{Betrieb}} = \{\hat{n}(t)\}_{\text{Druck}} + \{\hat{n}(T, t)\}_{\text{Temp, FVW}} + \{\hat{n}(T, t)\}_{\text{Temp, Liner}} \quad (5.38)$$

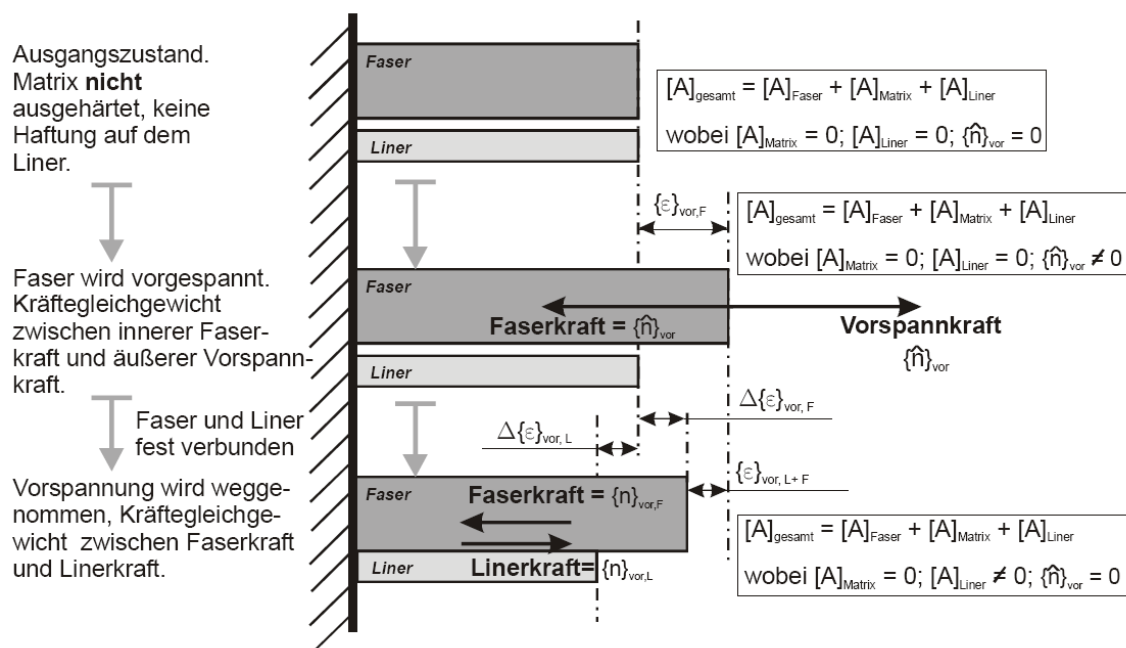
Für die Berechnung der Gesamtverzerrung wird der Gesamtkraftflussvektor in Gleichung 5.23 eingesetzt.

#### Wickel- und Temperprozess:

Mit der Einbindung von Fertigungsbeanspruchungen aus dem Wickel- und Temperprozess befasst sich Anders in [35]. Dieser Ansatz wird in die Modellbildung dieser Arbeit eingebunden und im weiteren Verlauf modifiziert. Mit einem von Schürmann [135] adaptierten Modellierungsverfahren wird der Wickel- und Temperprozess des Behälters in drei Zustände unterteilt:

- Zustand 1 – Wickeln bei Raumtemperatur (RT)
- Zustand 2 – Erwärmen des Hybrides von RT auf die Tempertemperatur (TT)
- Zustand 3 – Abkühlen von TT auf RT

Die Modellvorstellung für den resultierenden Eigenspannungszustand zeigt Abb. 56.



**Abb. 56: Modellvorstellung für den resultierenden Eigenspannungszustand aus dem Wickelprozess [35]**



Im Zustand 1 wird der Wickelprozess unter Faservorspannung betrachtet. Mit der Annahme, dass zwischen Faser und Liner keine Haftung existiert, entsteht eine Verzerrung ausschließlich in der Faser. Es wird dabei die Annahme getroffen, dass der Kraftflussvektor aufgrund der Faservorspannung in jeder Schicht konstant ist. Es gilt:

$$\{n\}_{vor,k} = \begin{pmatrix} n_{vor \parallel, k} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.39)$$

Die maximale Faservorspannkraft, die im Fertigungsprozess erreicht werden kann, wird in [35] mit 12 MPa angegeben. Eine Aufsummierung der einzelnen Vorspannkraftflussvektoren erfolgt nach der Transformation in das globale KOS gemäß:

$$\{\hat{n}\}_{vor} = \sum_{k=1}^n [T(\alpha)]^\sigma * \{n\}_{vor,k} \quad (5.40)$$

Nach dem Wickelprozess kontrahieren die vorgespannten Fasern, und es stellt sich ein Kräftegleichgewicht im Liner und in den Fasern ein:

$$\{n\}_{vor,L} + \{n\}_{vor,F} = 0 \quad (5.41)$$

Dabei bildet sich im Liner eine Druck- (-) und in den Fasern eine Zugspannung (+) aus. Der analytische Zusammenhang des Zustandes 1 ist dem Anhang E zu entnehmen.

Der zweite Zustand bildet den Aufheizvorgang des Temperprozesses ab. Dieser Zustand wird mit einem ( $\uparrow$ ) gekennzeichnet. Der analytische Zusammenhang des Zustandes 2 ist dem Anhang E zu entnehmen. Es wird die Annahme getroffen, dass die Harzmatrix vor Erreichen der Tempertemperatur unvernetzt (flüssig), mit Erreichen der Tempertemperatur jedoch komplett vernetzt ist. Im Anschluss an die Aufheizphase werden die resultierenden Kraftflussvektoren zwischen Liner und Fasern im Gleichgewicht angenommen:

$$\{n\}_{TP\uparrow,L} + \{n\}_{TP\uparrow,F} = 0 \quad (5.42)$$

Im Anschluss beschreibt der dritte Zustand den Abkühlvorgang im Temperprozess. Dieser Zustand wird mit einem ( $\downarrow$ ) gekennzeichnet. Die Beschreibung der analytischen Zusammenhänge sind dem Anhang E zu entnehmen. In der Abkühlphase kommt das vollständig vernetzte Harz zum Tragen. Anschließend werden die resultierenden Kraftflussvektoren zwischen Liner und Fasern wiederum im Kräftegleichgewicht angenommen:

$$\{n\}_{TP\downarrow,Liner} + \{n\}_{TP\downarrow,F} = 0 \quad (5.43)$$

Für den Liner und den FVW kann der Gesamtkraftflussvektor aus dem Wickel- und Temperprozess mittels Superposition gebildet werden:

$$\{n\}_{WiTemp,L} = \{n\}_{vor,L} + \{n\}_{TP\uparrow,L} + \{n\}_{TP\downarrow,L} \quad (5.44)$$

$$\{n\}_{WiTemp,F} = \{n\}_{vor,F} + \{n\}_{TP\uparrow,F} + \{n\}_{TP\downarrow,F} \quad (5.45)$$

Mit der Transformation der Gesamtkraftflussvektoren analog der Gleichung 5.24 kann der Kraftfluss im jeweiligen lokalen KOS errechnet werden.

### Eigen Spannungszustand

Um den Eigen Spannungszustand des Referenzbehälters im Hybridbehältermodell abbilden zu können, wurde der Verzerrungszustand des Aluminiums in experimentellen Versuchen ermittelt. Die Versuchsdurchführung ist in Kapitel 4.2 näher ausgeführt. Der künstlich eingebrachte Eigen Spannungszustand führt zu gewünschten Druckspannungen (-) im Aluminium-Liner und Zugspannungen (+) im Faserverbundwerkstoff. Beide Komponenten befinden sich im Kräftegleichgewicht. Es folgt:

$$\{n\}_{Auto,Liner} + \{n\}_{Auto,FVW} = 0 \quad (5.46)$$

Mit der Annahme eines idealisierten zweiachsigen Spannungszustandes kann der Verzerrungsvektor aus den in Kapitel 4.2 ermittelten Messwerten beschrieben werden:

$$\{\hat{\varepsilon}\}_{Auto,Liner} = \begin{pmatrix} \varepsilon_{x,DMS} \\ \varepsilon_{\varphi,DMS} \\ 0 \end{pmatrix} \quad (5.47)$$

Der Kraftflussvektor aus dem Autofrettage-Prozess berechnet sich für den Liner aus dem Verzerrungszustand und der Steifigkeitsmatrix:

$$\{\hat{n}\}_{Auto,Liner} = [A]_{Liner} * \{\hat{\varepsilon}\}_{Auto,Liner}$$

Mit der Bedingung des Kräftegleichgewichts gemäß Gleichung 5.46 errechnet sich die Verzerrung des Faserverbundwerkstoffs aus dem Eigen Spannungszustand.

$$\{\hat{\varepsilon}\}_{Auto,FVW} = [A]_{FVW} * \{\hat{n}\}_{Auto,FVW} \quad (5.48)$$

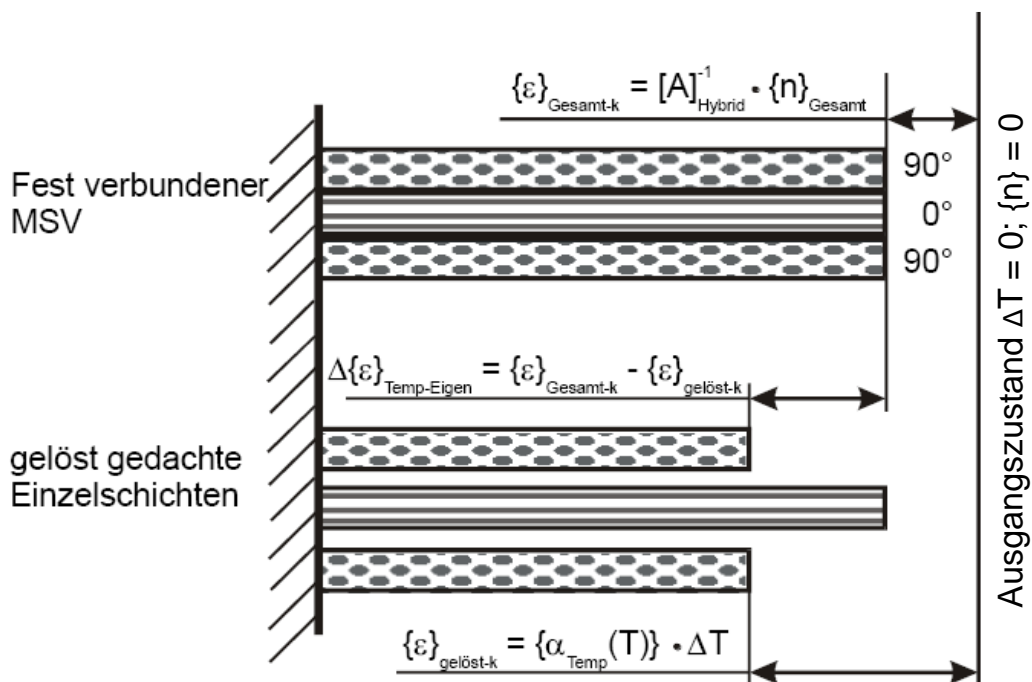
Mit einer Rücktransformation in das jeweilige KOS können die Verzerrungen jeder UD-Schicht berechnet werden.

### Eigenspannungen aus thermischen Dehnungsänderungen

Neben dem Spannungszustand aus dem Autofrettageprozess ergeben sich Spannungszustände aus den thermischen Dehnungsänderungen. Der Grund hierfür sind Verzerrungsbehinderungen, die aus unterschiedlichen Faserorientierungen bzw. durch Wärmeausdehnungen verursacht werden. Für die Implementierung dieser Spannungszustände wurde ein Ansatz aus [35] in das Modell übernommen und ebenfalls modifiziert. Dabei handelt es sich um ein Standardverfahren, um thermische Eigenspannungen zu berechnen. Der Ansatz berücksichtigt diese Temperatureinflüsse, indem er den aktuellen Verzerrungszustand um einen Verzerrungsanteil verringert, der sich in einer gelöst gedachten Schicht einstellen würde. Den Modellansatz hierzu zeigt Abb. 57: Für die Verzerrung der gelöst gedachten Schichten im Faserverbundwerkstoff und im Liner gilt:

$$\{\varepsilon(T, t)\}_{FVW, k, \text{gelöst}, 1-2} = \{\alpha_{FVW}(T, t)\}_k * \Delta T_{FVW, k}(t) \quad (5.49)$$

$$\{\varepsilon(T, t)\}_{Liner, \text{gelöst}} = \{\alpha_{Liner}(T, t)\} * \Delta T_{Liner}(t) \quad (5.50)$$



**Abb. 57: Schematische Darstellung der lokalen Verzerrung einer Verzerrungsrichtung und der resultierenden Verzerrungsdifferenz. Oben: Verzerrung der fest verbundenen Schichten. Unten: thermisches Verhalten der frei beweglichen Einzelschichten [35]**

Der Gesamtschichtkraftfluss jeder einzelnen UD-Schicht des Faserverbundwerkstoffs und des Liners berechnet sich aus der Überlagerung der Verzerrungen aus den Betriebs- und Fertigungsbelastungen sowie den Kraftflussvektoren aus dem Wickel-, Temper- und Autofrettageprozess.

$$\{n(T, t)\}_{FVW,1-2,k} = [Q(T, t)]_k * t_k * (\{\varepsilon(T, t)\}_{FVW,1-2,k} - \{\varepsilon(T, t)\}_{FVW,gelöst,1-2,k} + \{\varepsilon\}_{Auto,FVW,1-2,k}) + \{n\}_{WiTemp,F,1-2,k} \quad (5.51)$$

$$\{n(T, t)\}_{Liner} = [A]_{Liner} * (\{\varepsilon(T, t)\}_{Liner} - \{\varepsilon(t)\}_{Liner,gelöst}) + \{n\}_{Auto,Liner} + \{n\}_{WiTemp,L} \quad (5.52)$$

### 5.3 Thermische Schädigungsansätze

Um mögliche Folgen einer Überschreitung der Glasübergangstemperatur auf den untersuchten Typ-III-Hybridbehälter abzuschätzen zu können, werden in dieser Arbeit zwei Schädigungsansätze entwickelt. Die Temperaturabhängigkeit des Harzes des Referenzbehälters wurde in einem Temperaturbereich von 20 °C (RT) bis 110 °C ( $T_{Go}$ ) bereits ermittelt (siehe Kapitel 4.1, Seite 66). Da der Schädigungsansatz außerhalb dieses Temperaturbereichs wirksam wird, werden für den E-Modul des Harzes folgende ergänzende Annahmen getroffen:

#### E-Modul des Harzes maximal

$$E_{Harz,max} = 4650 \text{ MPa bei } T \leq RT \quad (5.53)$$

#### E-Modul des Harzes als Funktion der Temperatur

$$E(T)_{Harz} = f(T) \text{ bei } RT < T < T_{Go} \quad (5.54)$$

#### E-Modul des Harzes minimal

$$E_{Harz,min} = 240 \text{ MPa bei } T \geq T_{Go} \quad (5.55)$$

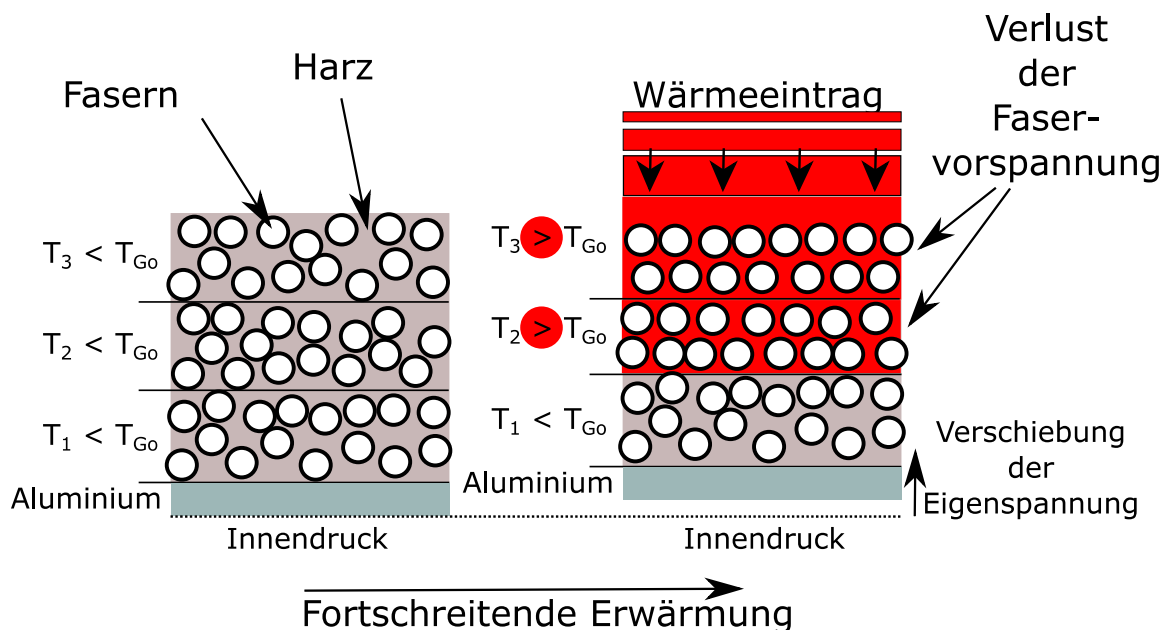
Nachfolgend werden die beiden Schädigungsansätze vorgestellt.

#### 1. Minimalschädigung

Im Falle der minimalen Schädigung wird davon ausgegangen, dass ein Überschreiten des Glasübergangsbereichs in den betroffenen Faserverbundschichten zu einem Absinken des Harzmoduls bis auf den Minimalwert  $E_{Harz,min}$  führt. Dieser bleibt bei weiterer Temperaturerhöhung konstant. Das Harz besitzt zu diesem Zeitpunkt lediglich hochviskose Materialeigenschaften und kann die Fasern nicht mehr ausreichend stützen. Die im Herstellungsprozess unregelmäßig angeordneten Fasern beginnen sich zu verschieben. Dies führt zu einem Ausgleich der Lastverteilung im Faserstrang und zu einem Verlust der Faservorspannung  $\{n\}_{vor,k}$  in den betroffenen Schichten. Dieser Prozess ist irreversibel. Es gilt:

$$\text{für } T_k \geq T_{Go} : \{n\}_{vor,k} \rightarrow 0 \quad (5.56)$$

Den Modellansatz zur Minimalschädigung veranschaulicht Abb. 58 an drei Faserverbundschichten und der Aluminiumschicht. Dabei werden die Auswirkungen des Ansatzes bei fortschreitender Erwärmung gezeigt. Die schwarzen Linien grenzen die aus der CLT idealisierten Faserlagen voneinander ab. Auf der linken Seite sieht man die Anordnung der Fasern vor einer Temperaturschädigung. Die Harzmatrix besitzt ihre volle Stützwirkung und hält die einzelnen Fasern in Position. Auf der rechten Seite hat die Harzmatrix der oberen beiden Faserlagen ihre Stützwirkung durch die überhöhten Temperaturen verloren. Die Fasern erhalten die Möglichkeit, sich auszurichten und gleichmäßig zu verteilen. Die Folge ist ein irreversibler Abbau der Faservorspannung. Schichtdickenänderungen werden in dem Ansatz nicht berücksichtigt. Mit dem Ansatz der Minimalschädigung wird zudem angenommen, dass eine Überschreitung des Glasübergangsbereichs zu einer Verminderung der Festigkeitseigenschaften der Faserschichten führt.



**Abb. 58: Schematische Darstellung des Ansatzes der Minimalschädigung, Verlust der Faservorspannung**

Diese Annahmen basieren unter anderem auf den Untersuchungen von Shimokawa in [52]. In Zugversuchen an Kohlenstofffaser/Bismaleimide Faserverbundproben wurde festgestellt, dass die Proben mit zunehmender Temperatur ihre Festigkeitseigenschaften einbüßen. Es wurde ein statischer Festigkeitsverlust bis zu 10 % festgestellt, obwohl die

Maximaltemperatur noch 34 % unterhalb der Glasübergangstemperatur des Harzes lag. Der Festigkeitsverlust wurde hierbei durch den Scherfestigkeitsverlust des Harzes erklärt. In [40] und [136] wurde ein allgemeiner Lastwechseleinfluss auf das statische Festigkeitsverhalten des Faserverbundwerkstoffs an Typ-IV-Hybridbehältern nachgewiesen. Es zeigte sich dabei ein verringerter Berstdruck sowohl an 65 °C als auch an 20 °C gelastwechselten Baumustern. Ein quantitativer Zusammenhang zwischen thermischem Lastwechseleinfluss und statischem Degradationsverhalten kann derzeit noch nicht hergestellt werden. Es gibt ebenfalls keine gesicherten Erkenntnisse über das thermisch-viskose Degradationsverhalten in einem Typ-III-Hybridbehälter. Statische Vorkonditionierungsversuche an Typ-IV-Behältern in [40] und [136] bei einer Prüftemperatur von 65 °C konnten den Einfluss auf das Berstverhalten bisher nicht eindeutig verifizieren. Jedoch wurden alle aufgeführten Versuche bei Temperaturen weit unterhalb der Glasübergangstemperatur durchgeführt.

In Anlehnung an diese Ergebnisse und unter der Annahme, dass eine Überschreitung des Glasübergangsbereichs im Hybridbehälter zu einem irreversiblen Festigkeitsverlust führt, wird ein temperaturabhängiger Abminderungsfaktor  $f_{AF}(T)$  gemäß Abb. 59 eingeführt, der die entsprechenden Festigkeiten  $R_{UD,k}$  der Faserschichten absenkt. Es ergibt sich die geminderte Schichtfestigkeit  $R_{\psi,k}(T)$ . Zudem werden Degradationsstufen  $\psi$  eingeführt, mit denen sich der Abminderungsfaktor in Abhängigkeit von der Temperatur berechnen lässt. Es ergeben sich folgende Zusammenhänge:

Berechnung der geminderten Schichtfestigkeit

$$R_{\psi,k}(T) = f_{AF}(T_k) * R_{UD,k} \quad (5.57)$$

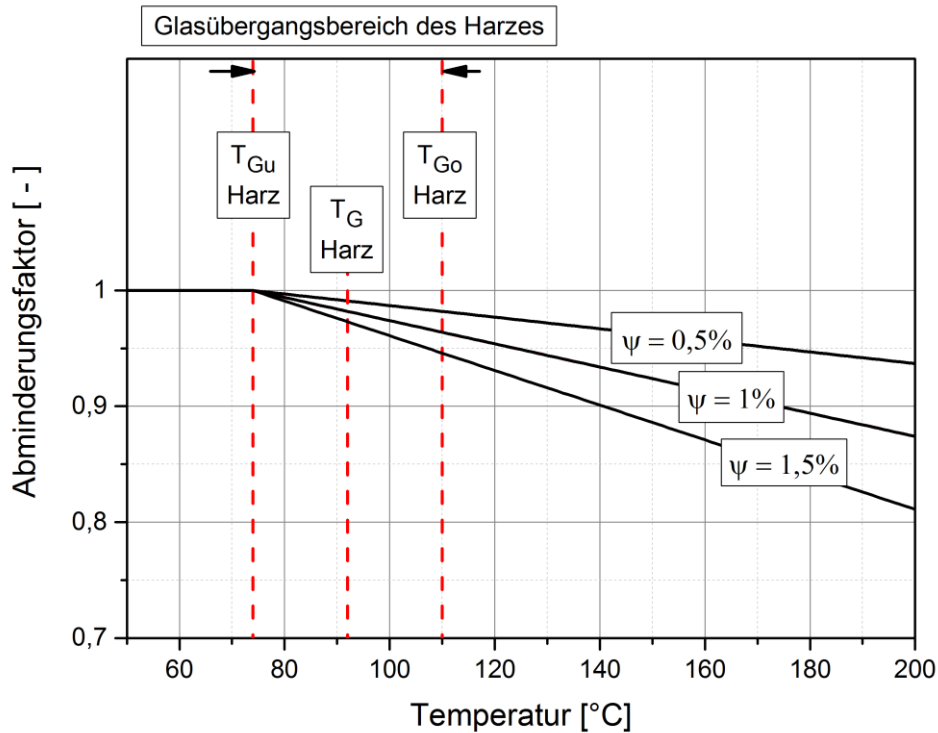
Abminderungsfaktor nicht wirksam

$$f_{AF}(T) = 1 \text{ für } T \leq T_{Gu} \quad (5.58)$$

Abminderungsfaktor als Funktion der Degradationsstufe

$$f_{AF}(T) = f(\psi) \text{ für } T > T_{Gu} \quad (5.59)$$

$$f_{AF}(T) = \frac{R_{\psi,k}(T_k)}{R_{UD,k}} = 1 - \left( \frac{T - T_{Gu}}{10} * \psi \right) \quad (5.60)$$



**Abb. 59: Temperaturabhängiger Abminderungsfaktor  $\psi$**

Physikalisch fundierte Beschreibungen dieses Schädigungsverhaltens unter Einbeziehung von Schichtdickenänderungen, Veränderungen des Faservolumenanteils sowie zeitinvarianten Fließprozessen sollten in zukünftigen Untersuchungen erarbeitet werden. Diese werden in der vorliegenden Arbeit nicht weiter betrachtet.

## 2. Maximalschädigung

Im Falle der maximalen Schädigung wird angenommen, dass bei Überschreitung des oberen Glasübergangsbereichs gemäß Abb. 58 die Stützwirkung der Harzmatrix komplett versagt und die betroffenen Faserschichten nicht mehr zur Stützung des Gesamtsystems beitragen. Der E-Modul des Harzes wird analog zum minimalen Schädigungsansatz verringert. Die Materialkennwerte der betroffenen Faserschichten werden jedoch nicht vollständig auf null gesetzt, da sonst undefinierte Zustände im Rechenmodell auftreten. In diesem Fall werden die Grundelastizitätsgrößen der Fasern auf den Minimalwert des Harzmoduls abgesenkt. Es gilt:

### E-Modul der UD-Schicht bei max. Schädigungsansatz

$$E_{\parallel,k} = E_{\perp,k} = E_{Harz,Min} \quad \text{für } T_k \geq T_{Go} \quad (5.61)$$

Es muss jedoch darauf hingewiesen werden, dass der maximale Schädigungsansatz ausschließlich ein „Worst-Case“-Szenario darstellt, das in diesem Maße in der Realität

nicht zu erwarten ist. Mit dieser Vorgehensweise ist es jedoch möglich, die maximal denkbaren Folgen oder Tendenzen sicherheitstechnisch einzuschätzen.

## **5.4 Übersicht der Rechenmodule**

Das quasistationäre Hybridbehältermodell ist aus fünf Rechenmodulen aufgebaut, um nachfolgend dargestellte Funktionalitäten abzubilden.

### Bildung des Werkstoffgesetzes

Das Werkstoffgesetz wird gebildet, um die Beanspruchungen der Komponenten des Hybridbehälters aus den Strukturbelastungen zu berechnen. Mit einer mikromechanischen Betrachtungsweise werden aus den Materialkennwerten und Eingangsdaten die Grund-Elastizitätsgrößen der UD-Schicht und des Liners gebildet. Unter Zuhilfenahme des Überlagerungsgesetzes ist es möglich, das Stoffgesetz auf makromechanischer Ebene zu formulieren. Dieses wird letztendlich durch die Integration von Betriebs- und Fertigungsparametern komplettiert.

### Thermische Schädigungsansätze

Für die thermischen Schädigungsansätze sind mindestens zwei Rechenschritte notwendig. Im ersten Rechenschritt werden alle Schichttemperaturen erfasst und die Materialkennwerte entsprechend der Schädigungsdefinition verändert. Im zweiten Rechenlauf erfolgt die Modellrechnung mit den abgeänderten Parametern.

### Festigkeitsanalyse

Um die berechneten Materialbeanspruchungen zu bewerten, müssen die Auslastungen der Werkstoffe mit einer Festigkeitsanalyse erfasst werden. Für metallisch duktile Werkstoffe wie den Liner erfolgt dies über die Gestaltänderungshypothese nach von Mises. Details zu diesem Standardverfahren lassen sich in [137] nachlesen. Die Festigkeitsanalyse für den Faserverbundwerkstoff wird gemäß Kapitel 2.4 schichtweise und für jeden Zeitschritt durchgeführt. Es werden sowohl die Auslastungen als auch der Bruchmechanismus und die Schadensform ermittelt.

### Belastungsprofile

Die Belastungsprofile, bestehend aus zeitabhängigen Druck- und Temperaturverläufen, werden von dem in Kapitel 3 entwickelten analytischen Rechenmodell generiert und dem Hybridbehältermodell als Eingangsdaten zur Verfügung gestellt.

### Degradationsanalyse durch Zwischenfaserbruch ZfB

In Kapitel 2.3 wurde gezeigt, dass die Faserlagen aus fertigungstechnischen Gründen nicht optimal auf die Hauptspannungsrichtungen des Behälters ausgerichtet werden



können. Somit spielt das Zwischenfasergeschehen keine tragende, aber eine mitbestimmende Rolle. Um auftretende Zwischenfaserbrüche zu berücksichtigen wurde ein Degradationsmodell aus [71] übernommen, das den Zwischenfaserbruch mit einer Minderung der Grund-Elastizitätsgrößen in den UD-Schichten berücksichtigt. Für nähere Details zu diesem Verfahren sei ebenfalls auf [36] verwiesen. Für diese Degradationsanalyse müssen mindestens zwei Rechenläufe ausgeführt werden. Im ersten Rechenlauf wird die Höhe der Degradation anhand der Auslastungsüberschreitung errechnet, worauf der zweite Rechenlauf die Degradationsrechnung in den Berechnungsablauf einbindet.

Der modulare und flexible Modellaufbau ermöglicht es zudem, auch andere Modell- und Behältertypen abzubilden. Hierfür müssen lediglich behälterspezifische Parameter und Temperaturverläufe zur Verfügung gestellt werden. Abb. 60 zeigt das schematische Flussdiagramm des analytischen Rechenmodells und die Verknüpfung der interagierenden Rechenmodule.

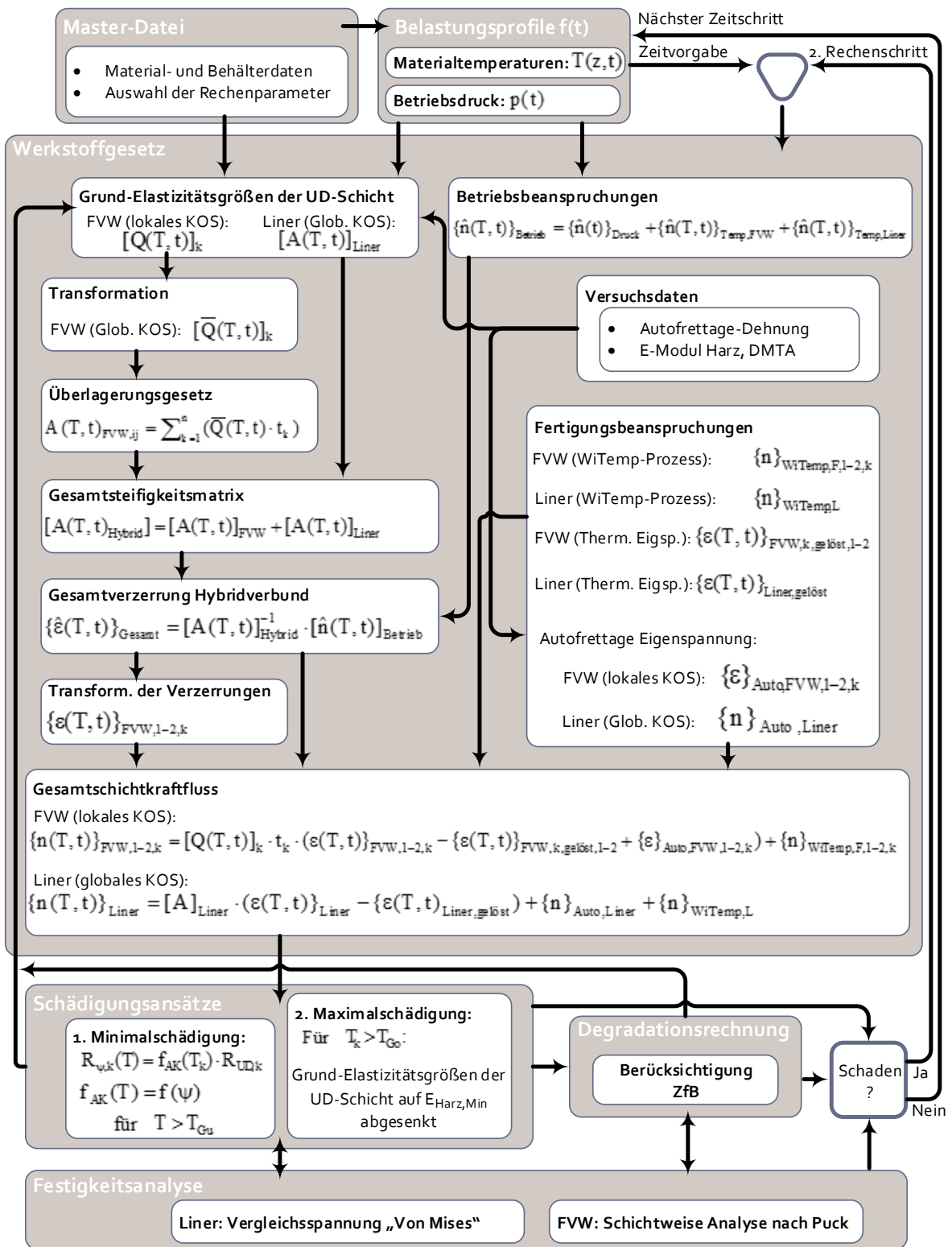


Abb. 60: Flussdiagramm und Module des Hybridbehältermodells

## 6 Ergebnisse und Diskussion

### 6.1 Auswirkungen thermischer Betriebsbelastungen

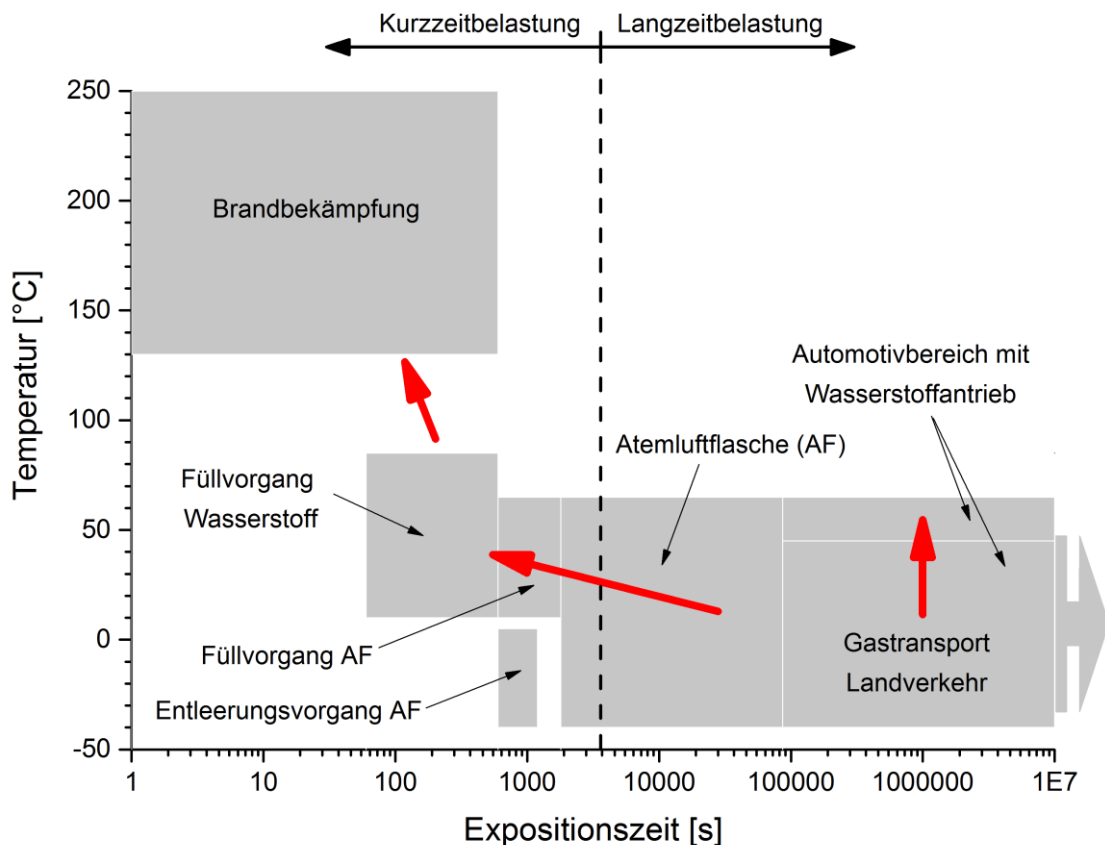
Es gibt heutzutage eine Vielzahl von Anwendungsbereichen, in denen Typ-III-Hybridbehälter kommerziell eingesetzt werden. Trotz dieser unterschiedlichen Einsatzgebiete lassen sich die thermischen Betriebsbelastungen derzeit in zwei Kategorien unterteilen: in die thermische Kurzzeit- und Langzeitbelastung. Beide Bereiche sind charakterisiert über die Zeit, in der eine bestimmte Betriebstemperatur auf den Behälter einwirkt. Diese wird im Folgenden auch Expositionszeit genannt. Die wesentlichen Unterschiede beider Zeitbereiche zeigen sich in ihren Auswirkungen auf die Behältertemperatur. Bei thermischer Langzeitbelastung kann davon ausgegangen werden, dass die Betriebstemperaturen ausschließlich von den klimatischen Umgebungsbedingungen und somit vom Einsatzort vorgegeben werden. Temperaturänderungen erfolgen nicht schlagartig, sondern in Stunden bis Tagen. Die daraus resultierenden, annähernd homogenen Materialtemperaturen können unmittelbar aus den quasi-stationären Umgebungstemperaturen abgeleitet werden und sind somit einfach abzuschätzen.

Im Gegensatz hierzu liegen die Expositionszeiten der thermischen Kurzzeitbelastung innerhalb eines Zeitbereichs von einer Stunde. Es ergeben sich instationäre Temperaturzustände im Behältermaterial, die nicht nur ausschließlich von der Umgebungstemperatur, sondern auch von der Expositionszeit abhängen. Derzeit ist nicht bekannt, wie sich der Typ-III-Hybridbehälter unter verschiedenen Betriebsbedingungen der thermischen Kurzzeitbelastung erwärmt und welche Materialtemperaturen zu erwarten sind. In diesem Kontext stellen sich Fragen nach der Zeitdauer und dem Zeitpunkt einer Materialveränderung oder -schädigung und deren Auswirkung.

In dieser Arbeit werden sechs repräsentative Anwendungsbereiche analysiert, anhand derer das aus den thermischen Betriebsbedingungen resultierende Problemfeld umfangreich beleuchtet werden kann. Es handelt sich hierbei um:

- Gastransport im Landverkehr
- Automotivbereich (Wasserstoffantrieb, gasförmig)
- Atemluftflasche
- Brandbekämpfung
- Füllvorgang (AF, Wasserstoff)
- Entleerungsvorgang AF

Abb. 61 zeigt die zu erwartenden Umgebungstemperaturen und Expositionszeiten der oben dargestellten Bereiche in einem logarithmischen Temperatur-Zeit-Diagramm. Rote Pfeile verdeutlichen die Entwicklung der thermischen Belastungsspektren mit der Erweiterung der Anwendungsbereiche. Die Abgrenzung von Kurz- und Langzeitbelastung erfolgt durch eine gestrichelte Linie.



**Abb. 61: Umgebungstemperaturen und Expositionszeiten ausgewählter Anwendungsbereiche**

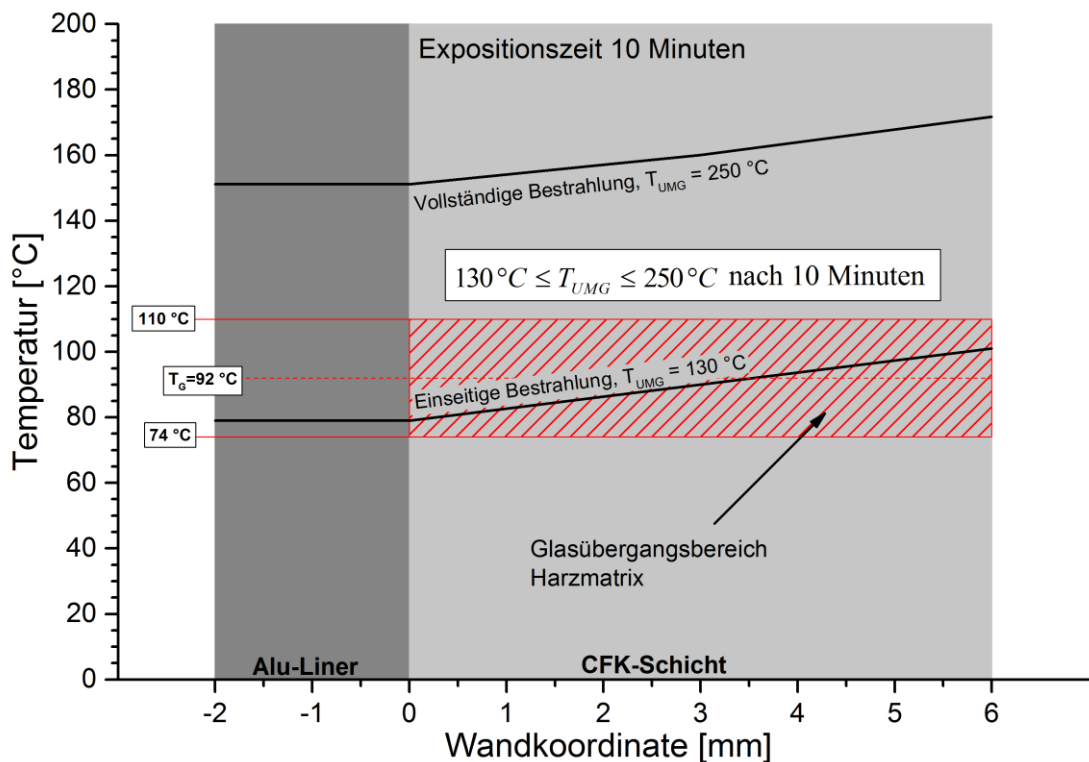
Ursprünglich wurden Typ-III-Hybridbehälter hauptsächlich im Gastransport eingesetzt. Hier orientiert sich das Temperaturniveau an den Klimadaten Europas und liegt in einem Intervall zwischen -40 und +45 °C (siehe Kapitel 3.1.1, Seite 36). Mit der Realisierung immer höherer Betriebsdrücke und gleichzeitiger Gewichtseinsparung hat sich deren Anwendungsbereich auf den Automotivbereich und die Atemluftflasche erweitert. Grundsätzlich sind die Behälter im Automotivbereich ebenfalls den klimatischen Umgebungsbedingungen ausgesetzt. Aufgrund der Sonneneinstrahlung muss in einem Kraftfahrzeug jedoch mit Umgebungstemperaturen bis zu 65 °C gerechnet werden (siehe Kapitel 3.1.2, Seite 37). Somit hat sich das thermische Belastungsspektrum der Behälter auf -40 °C bis 65 °C erweitert. Ebenso verhält es sich bei der Atemluftflasche. Als Atemluftgerät wird die Atemluftflasche im Freien oder unter Wasser eingesetzt. Der Temperaturbereich kann wie im Gastransport -40 °C bis +45 °C betragen. Wird diese

jedoch in einem Kraftfahrzeug transportiert, muss deren thermisches Belastungsspektrum dem des Automotivbereichs gleichgesetzt werden. Die Anwendungsbereiche Gastransport, Automotivbereich und der Atemluftflasche können eindeutig in die Kategorie der thermischen Langzeitbelastung eingeordnet werden.

Mit der Erweiterung der Anwendungsbereiche vom Gastransport zum Automotivbereich und der Atemluftflasche wurden die Bauformen der Behälter immer kleiner ausgeführt, da mit der Suche nach leichten und effizienten Energie- bzw. Atemluftspeichermethoden die Mobilität in den Vordergrund rückte. Bei diesen Behältern spielt die Temperaturentwicklung bei Füll- und Entleerungsvorgängen eine zentrale Rolle. Das thermische Belastungsspektrum dieser Behälter verlagert sich auch in den Bereich der Kurzzeitbelastung. Dieser Bereich liegt in Abb. 61 linksseitig der gestrichelten Linie. Um die Temperaturentwicklungen in einer Typ-III-Atemluftflasche bei Füll- und Entleerungsvorgängen zu erfassen, wurden im Rahmen dieser Arbeit experimentelle Strömungsversuche an instrumentierten Typ-III-Atemluftflaschen durchgeführt (siehe Kapitel 3.1.4, Seite 43). Anhand der Versuche kann gezeigt werden, dass die Füll- und Entleerungstemperaturen der Typ-III-Atemluftflasche auf einen Temperaturbereich zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $65\text{ °C}$  eingegrenzt werden können. An dieser Stelle sei angemerkt, dass die in Abb. 61 dargestellten Temperaturintervalle (Füll- und Entleerungsvorgang AF) Liner-Oberflächentemperaturen darstellen. Die Strömungstemperaturen können höhere Werte aufweisen. Zu den thermischen Kurzzeitbelastungen zählen ebenfalls Füllvorgänge im Automotivbereich mit gasförmigem Wasserstoff. Dabei können sich bei dem sog. „fast filling process“ hohe Strömungstemperaturen ausbilden. Aufgrund der leicht entzündlichen Inhaltsstoffe haben sich bereits diverse Autoren mit diesem Themenbereich auseinandergesetzt (siehe Kapitel 3.1.4, Seite 43). Daraufhin wurden umfangreiche Sicherheitsmaßnahmen eingeführt, um einer unkontrollierten Temperaturentwicklung entgegenzuwirken. Somit kann davon ausgegangen werden, dass in diesem Bereich Materialtemperaturen bis zu  $85\text{ °C}$  erreicht werden. Da die Materialien der Behälter für diesen Temperaturbereich ausgelegt sind und der thermische Zulassungsbereich nicht überschritten wird, erfolgt eine hinreichende sicherheitstechnische Bewertung im Rahmen des Zulassungsverfahrens (siehe Kapitel 6.2). Auf eine detaillierte Betrachtung der Materialtemperaturen wird deshalb an dieser Stelle verzichtet.

Mit der Nutzung der Typ-III-Atemluftflasche in der Brandbekämpfung als fester Bestandteil des Feuerwehribetriebs hat sich das thermische Belastungsspektrum des Typ-III-Hybridbehälters wesentlich verändert. In einer Studie von Grabski et al. in [10] konnte für den Brandeinsatz ein typischer Umgebungstemperaturbereich von  $130\text{ °C}$  bis  $250\text{ °C}$  bei Expositionszeiten von maximal 10 Minuten festgestellt werden (siehe Abb. 61). Um die

Auswirkungen dieser erhöhten Temperaturen zu untersuchen, wurden im Rahmen dieser Arbeit Wärmestrahlungsversuche an Typ-III-Atemluftflaschen unter Laborbedingungen durchgeführt. Bei den Versuchen wurden zusätzlich die bestrahlten Behälteroberflächen variiert, um das Erwärmungsverhalten bei einseitiger und vollständiger Bestrahlung zu erfassen. Die Beschreibung dieser Versuche erfolgt in [11]. Für den Temperaturbereich des Brandeinsatzes zeigt Abb. 62 die ermittelten Materialtemperaturen der Atemluftflasche nach einer Expositionszeit von 10 Minuten. Innere Strömungseinflüsse wurden in dieser Versuchsreihe nicht betrachtet.



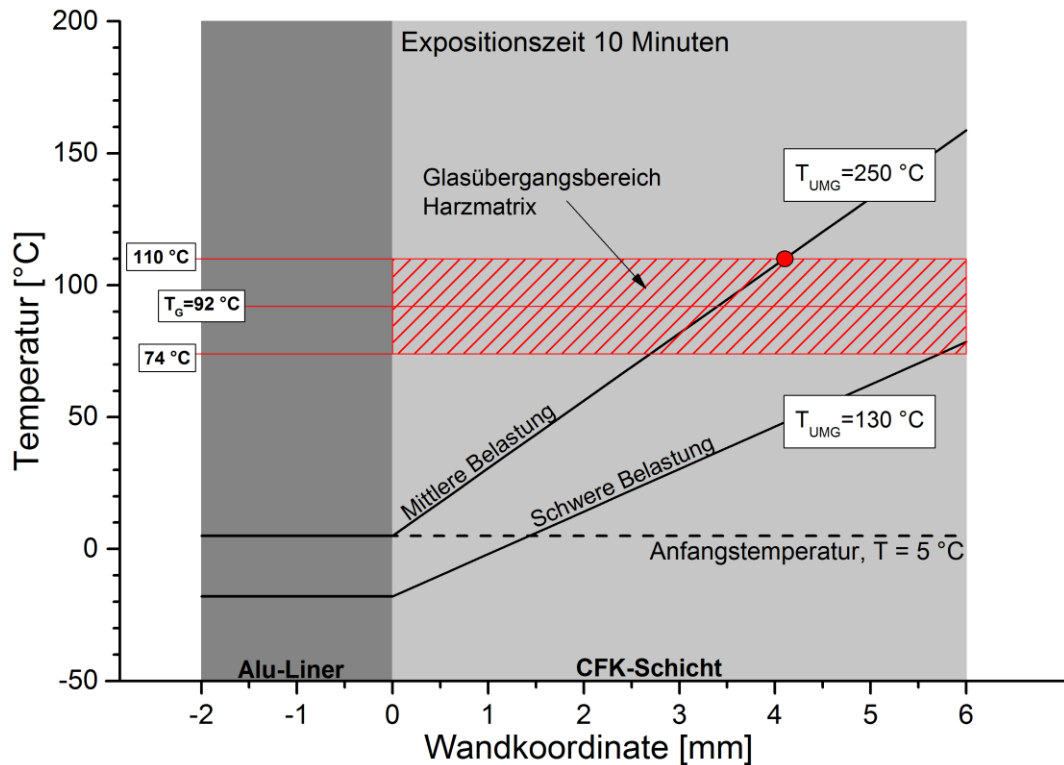
**Abb. 62: Materialtemperatur einer Typ-III-Atemluftflasche nach 10 Minuten unter Umgebungsbedingungen der Brandbekämpfung [11]**

Wie in Abb. 62 zu sehen ist, überschreitet das Material der Atemluftflasche nach 10 Minuten bereits ab unterer Temperaturschwelle von  $T_{UMG} = 130\text{ °C}$  die zulässige Höchsttemperatur von  $65\text{ °C}$  [9]. Der rot gestrichelte Bereich zeigt den Glasübergangsbereich des Harzes, der an der untersuchten Typ-III-Atemluftflasche ermittelt wurde (siehe Kapitel 4.1, Seite 66). Dieser Bereich stellt die thermische Einsatzgrenze des Faserverbundwerkstoffes dar, weil die Harzeigenschaften rapide degradieren (siehe Kapitel 2.3, Seite 22). Bei Umgebungsbedingungen von  $T_{UMG} = 250\text{ °C}$  erwärmt sich das Material bis auf  $170\text{ °C}$ . Der Glasübergangsbereich wird dabei massiv überschritten. Der schnelle Erwärmungsprozess führt zu ausgeprägten Temperaturgradienten innerhalb der Behälterwand.

In einem realen Brandeinsatz beeinflussen Strömungsprozesse innerhalb der Atemluftflasche das Erwärmungsverhalten in besonderem Maße. Durch den überdurchschnittlich hohen Atemluftverbrauch wird die Atemluftflasche innerhalb weniger Minuten entleert. Dabei kühlt sich die Flasche im Inneren stark ab. Die Entleerungszeit und somit auch die Abkühlung sind von der Arbeitsbelastung des Atemschutzgeräteträgers abhängig. Für den Entleerungsprozess wurden in dieser Arbeit zwei Belastungsstufen angenommen. Das sind:

- mittlere Belastung (30 l/min Atemluftverbrauch)
- hohe Belastung (80 l/min Atemluftverbrauch).

Da es im Rahmen dieser Arbeit sicherheitstechnisch nicht möglich war, die Materialtemperaturen der Typ-III-Atemluftflasche unter Einsatzbedingungen des Brandeinsatzes zu messen, wurden ein analytisches Rechenmodell und ein linearer Berechnungsansatz entwickelt, um die Materialerwärmungen aus validierbaren Einzelrechnungen konservativ anzunähern (siehe Kapitel 3.2, Abb. 28, Seite 51). Die Validierung der Einzelrechnungen erfolgte an experimentellen Versuchen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden (siehe [11] und [124]). Abb. 63 zeigt die berechneten Materialtemperaturen unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (Expositionszeit von 10 Minuten) in Abhängigkeit der Belastung des Atemschutzgeräteträgers (AGT). Das dargestellte Temperaturintervall wurde aus allen Kombinationen der Belastungsprofile in Kapitel 3.3 (siehe Abb. 36 bis 39, Seiten 59 bis 61) gebildet. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Abatmung der Atemluft zu einem ausgeprägten Abkühlverhalten in Richtung des Aluminium-Liners führt.



**Abb. 63: Materialtemperatur einer Typ-III-Atemluftflasche nach 10 Minuten unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung**

Durch den Hinweg zur Einsatzhandlung der Brandbekämpfung (Kapitel 3.1.3, Abb. 18, Seite 40) wird die Atemluftflasche in beiden Belastungsstufen auf eine Anfangstemperatur von 5 °C vorgekühlt. Somit liegen die Materialtemperaturen der Typ-III-Atemluftflasche unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung zwischen -18 °C bis 5 °C auf der Innenseite und 80 °C bis 160 °C auf der Außenseite des Behälters. Die obere Zulassungstemperatur von 65 °C wird vom Behältermaterial nur noch teilweise überschritten. Die Temperatur des Aluminium-Liners wird dabei maßgeblich von der Einsatzbelastung des Atemschutzgeräteträgers dominiert. Bereits ab der unteren Temperaturschwelle des Brandeinsatzes von  $T_{UMG} = 130 \text{ °C}$  muss damit gerechnet werden, dass der Außenbereich des Faserverbundwerkstoffs den Glasübergangsbereich des Harzes erreicht. Bei oberer Temperaturschwelle von  $T_{UMG} = 250 \text{ °C}$  überschreitet ca. ein Drittel der Faserverbundschicht den Glasübergangsbereich (siehe roter Punkt). In diesen Schichten hat das Harz seine Festigkeitseigenschaften und somit auch seine Stützwirkung im Verbund weitestgehend verloren. Dieser Zustand ist jedoch reversibel, solange keine Zersetzungsvorgänge eingesetzt haben. Diese sind bei der kurzen Einwirkzeit und der zu geringen Temperatur nicht zu erwarten (siehe Kapitel 2.3, Seite 22). Aus den gewonnenen Erkenntnissen können die in dieser Arbeit ermittelten Materialtemperaturbereiche des Typ-III-Hybridbehälters für die analysierten Anwendungsbereiche in Abb. 64 zusammenfassend dargestellt werden.



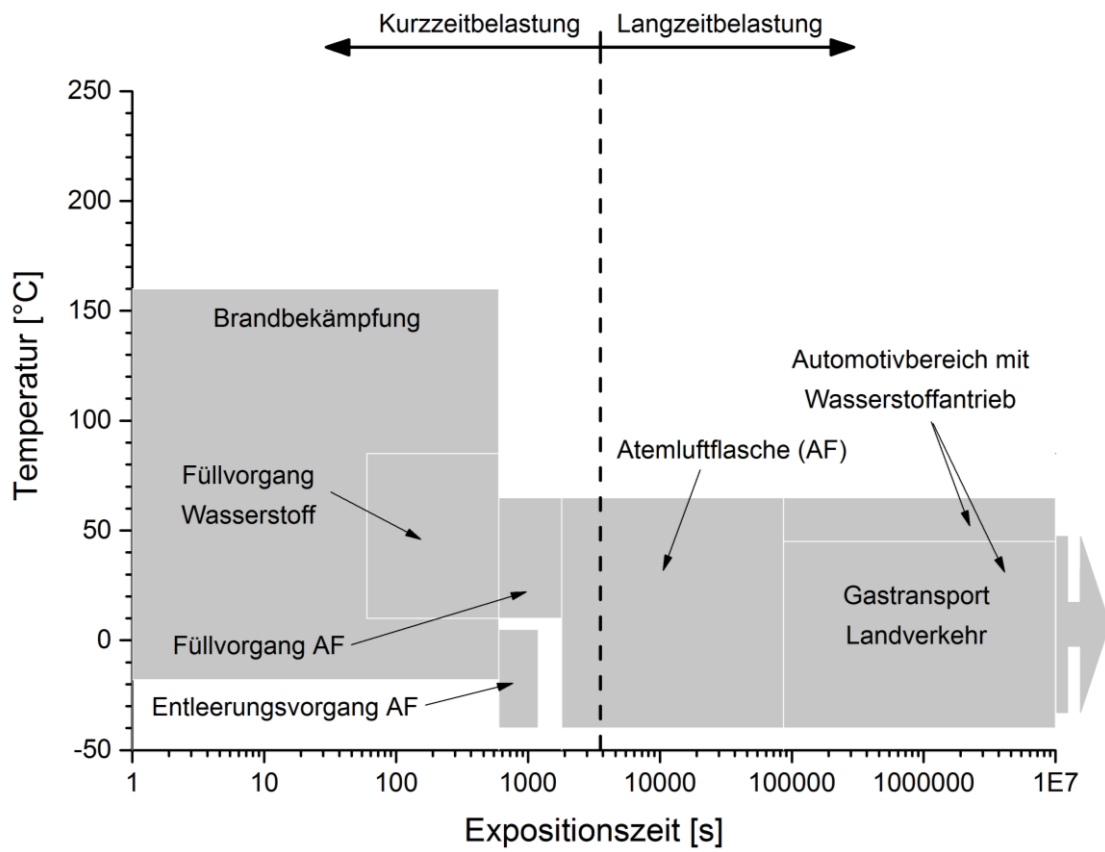


Abb. 64: Materialtemperaturen und Expositionszeiten von Typ-III-Hybridbehältern in ausgewählten Anwendungsbereichen

## 6.2 Betriebsbelastungen vs. Zulassungsprüfungen

Für das Inverkehrbringen von Typ-III-Hybridbehältern ist es die derzeit bewährte und gängige Methode, Zulassungsprüfungen vorzunehmen, die einen Sicherheitsfaktor an standardisierten Berst- und Lastwechseltests nachweisen. Um eine Wärme- bzw. Kältebeständigkeit aufzuzeigen, werden die Tests durch Temperaturprüfungen ergänzt. In Kapitel 2.1 wurden für die in Abschnitt 6.1 dargestellten Anwendungsbereiche repräsentative Normen analysiert. Die grundsätzlichen Anforderungen aller Prüfungen können wie folgt zusammengefasst werden:

1. Erfüllung eines statischen Sicherheitsfaktors ohne sowie mit einer thermischen Vorkonditionierung
2. Erreichen einer definierten Lastwechselzahl unter Normal- und Extremtemperaturbedingungen.

Die Temperaturintervalle der Prüfungen orientieren sich an den zu erwartenden Betriebstemperaturen. Im Gastransport liegt dieser Bereich zwischen  $-50\text{ °C}$  und  $70\text{ °C}$  (DIN EN 12245 [9], ISO 11119 [16]). Für den Automotivbereich (Wasserstoffantrieb) wurden die Temperaturbereiche erweitert und liegen zwischen  $-40\text{ °C}$  und  $85\text{ °C}$  (DIN EN ISO 11439 [5], ISO DIS 15869 [22], EU 406/2010 [21]). Für die Atemluftflasche fordern die Zulassungsprüfungen gemäß Norm DIN EN 12245 [9] ein Temperaturintervall von  $-40\text{ °C}$  bis  $65\text{ °C}$ . Abb. 65 stellt die in Kapitel 6.1 ermittelten Temperaturintervalle der Anwendungsbereiche den korrespondierenden Zulassungsprüfungen gegenüber.

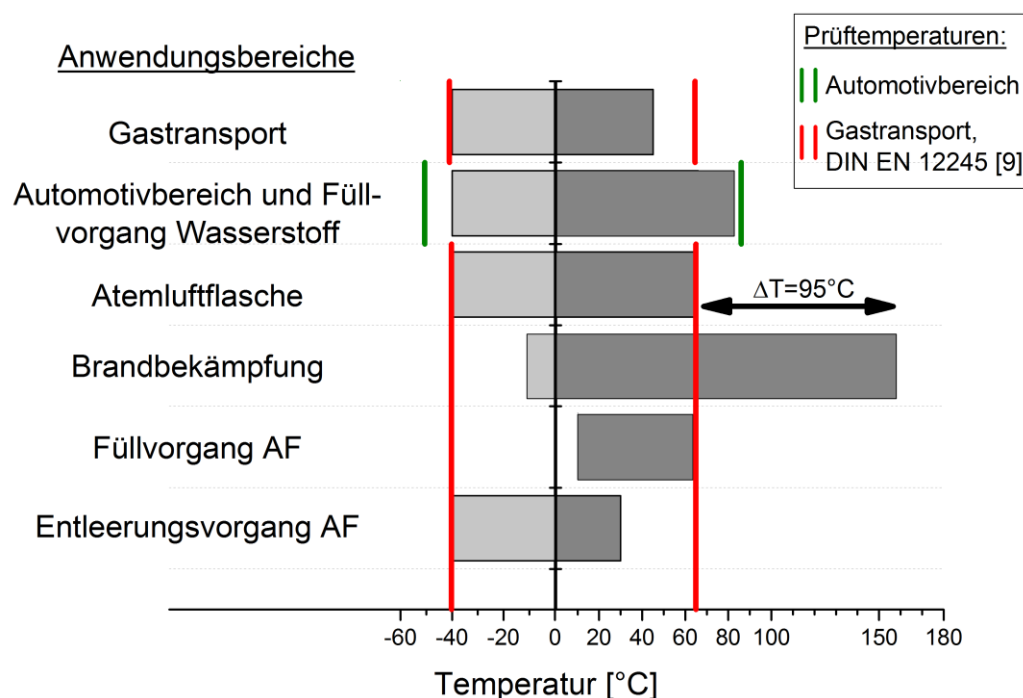
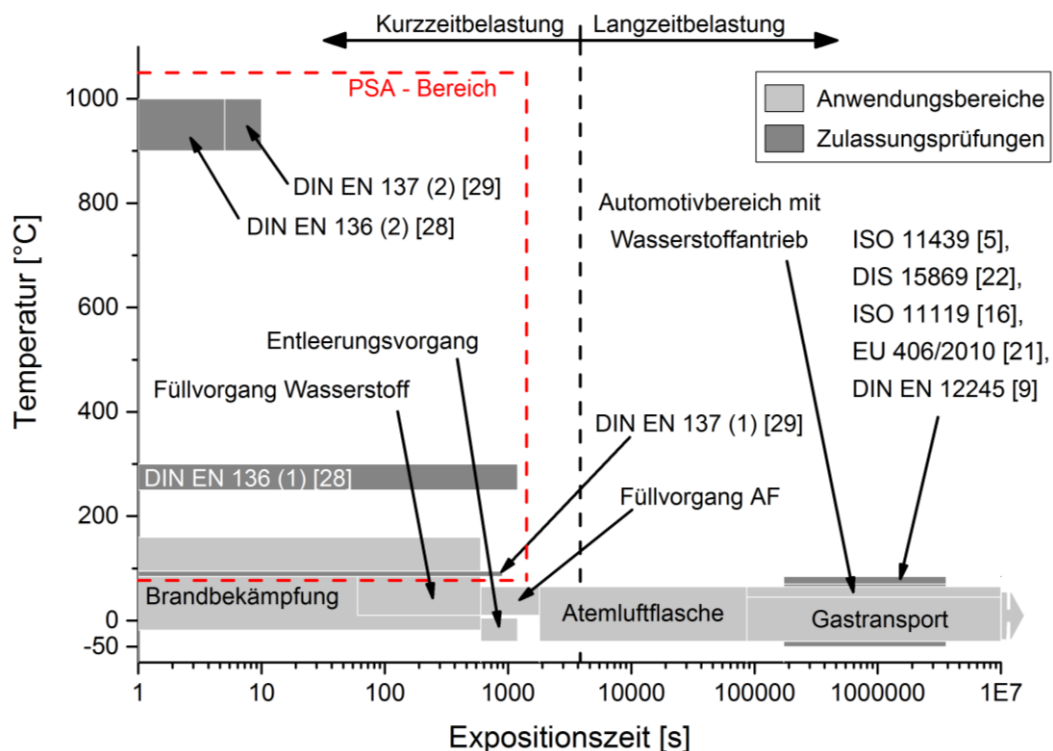


Abb. 65: Gegenüberstellung der Materialtemperaturen ausgewählter Anwendungsbereiche und Temperaturbereiche der zugehörigen Zulassungsprüfungen

Aus der Gegenüberstellung ist zu erkennen, dass die im Gastransport abgeprüften Zulassungstemperaturen (rote Markierungen) die zu erwartenden Materialtemperaturen ausreichend abbilden. Mit der Erweiterung der Anwendungsbereiche auf den Automotivbereich, in dem die Wasserstoff-Füllvorgänge die thermische Obergrenze darstellen, wurden die Normtemperaturbereiche angepasst (grüne Markierungen) und bilden die zu erwartenden Materialtemperaturen adäquat ab. Die thermischen Anforderungen gemäß der Norm DIN EN 12245 [9] für Atemluftflaschen bzw. für Füll- und Entleerungsvorgänge von Atemluftflaschen werden ebenfalls mit einer angemessenen Temperaturvorgabe (rote Markierungen) abgedeckt. Mit der Nutzung von Atemluftflaschen in der Brandbekämpfung hat sich das obere Temperaturniveau des Typ-III-Hybridbehälters wesentlich erweitert. Materialtemperaturen bis zu 160 °C (siehe Kapitel 6.1, Seite 96) überschreiten die obere Prüftemperatur der angewendeten Zulassungsnorm (rote Markierungen) um bis zu 95 °C (schwarzer Doppelpfeil).

Abb. 66 stellt die Temperaturbereiche und Expositionszeiten in einem halb-logarithmischen Temperatur-Zeit-Diagramm gegenüber. Die Materialtemperaturen wurden in Kapitel 6.1 (siehe Seite 96) aus den thermischen Betriebsbelastungen berechnet bzw. abgeleitet.



**Abb. 66: Gegenüberstellung der Expositionszeiten ausgewählter Anwendungsbereiche und der zugehörigen Zulassungsprüfungen**

Die Prüftemperaturen und Prüfzeiten ergeben sich aus den Anforderungen der entsprechenden Norm (siehe Tabellen 1 bis 4, Seiten 11 bis 15). Ergänzend wurden die

Anforderungen aus dem Bereich der Persönlichen Schutzausrüstung (siehe Tabelle 5, Seite 16, DIN EN 136 [28] und DIN EN 137 [29]) hinzugefügt.

Im Bereich des Gastransports, dem Automotivbereich und der Atemluftflasche ist der Ansatz der Zulassungsprüfungen, thermische Langzeitbelastungen (siehe Kapitel 6.1, Seite 96) im Betrieb zu simulieren, eindeutig zu erkennen. Es ist einleuchtend, dass es zu aufwendig ist, die reale Lebensdauer eines Typ-III-Hybridbehälters im Versuch abzubilden. Deshalb werden die Prüfungen in einem Zeitrahmen durchgeführt, der prüftechnisch umsetzbar ist. Diese Grenze liegt derzeit bei ca. 2000 Stunden für eine unbegrenzte Zulassungszeit. Mit der Prüfanweisung stabilisierter Materialtemperaturen wird gewährleistet, dass Faserverbundwerkstoff und Liner die Prüftemperaturen vollständig erreichen. Bei Füllvorgängen mit Wasserstoff und Atemluft sowie im Bereich der Atemluftflasche verschieben sich die Expositionszeiten in den Bereich der Kurzzeitbelastung (siehe Kapitel 6.1, Seite 96). Wie in Abb. 66 zu sehen ist, stehen diese kurzen Temperaturbelastungen nicht im Fokus der entsprechenden Zulassungsprüfungen. Da die Temperaturbereiche der Kurzzeitbelastungen jedoch abgedeckt werden, bieten die Zulassungsprüfungen weiterhin ein adäquates thermisches Sicherheitsniveau.

Wie in Abb. 66 deutlich zu sehen ist, wird für die Brandbekämpfung weder die thermische Expositionszeit noch der Temperaturbereich von den Zulassungsprüfungen (DIN EN 12245 [9]) abgedeckt. Dies hat zur Folge, dass Typ-III-Atemluftflaschen in der Brandbekämpfung ohne adäquaten statischen und dynamischen Festigkeitsnachweis betrieben werden. Da der Faserverbundwerkstoff vom Hersteller an der oberen Temperaturgrenze der Zulassungsnormen ausgelegt wird (siehe Kapitel 2.3, Seite 22 und Kapitel 4.1, Seite 66), können die thermischen Belastungen der Brandbekämpfung zu einer Überschreitung des Glasübergangsbereichs führen. Es ist weiterhin zu erkennen, dass das thermische Beanspruchungsspektrum der Brandbekämpfung in den Bereich der Persönlichen Schutzausrüstung (PSA, rot umrandeter Bereich) fällt. Aus diesem Grund müssen Atemluftflaschen, die in der Brandbekämpfung eingesetzt werden, weiteren Prüfungen aus dem Bereich der PSA unterworfen werden. Die PSA-Zulassungsprüfungen erfolgen unter thermischen Extrembelastungen. Dies verdeutlichen die Bereiche mit der Bezeichnung DIN EN 136 [28] und 137 [29] in Abb. 66. Bei den thermischen Funktionsprüfungen des kompletten Atemschutzgerätes liegt jedoch der Hauptwärmeeintrag auf der Atemluftmaske und dem Beatmungssystem (siehe Abb. 4, Seite 17) und somit das Hauptaugenmerk der Prüfung auf der Bewertung der Entflammbarkeit und Funktionssicherheit dieser Komponenten. Dies hat den Hintergrund, dass PSA-Komponenten nach einem Einsatz dem Betrieb entzogen und erst nach einer

Funktions- und Sichtkontrolle dem Betrieb wieder zugeführt werden dürfen. Für die Atemluftflasche gilt diese Regelung nicht. Ist keine optische Auffälligkeit vorhanden, erfolgt eine sofortige Weiternutzung. Somit sind Atemluftflaschen zwar Bestandteil der PSA-Prüfung, es erfolgt aber nur ein indirekter Wärmeeintrag. Bei diesen Prüfungen ist weder bekannt, welche Temperaturen auf den Behälter einwirken, noch, welche Auswirkungen auf die statischen und dynamischen Festigkeiten zu erwarten sind.

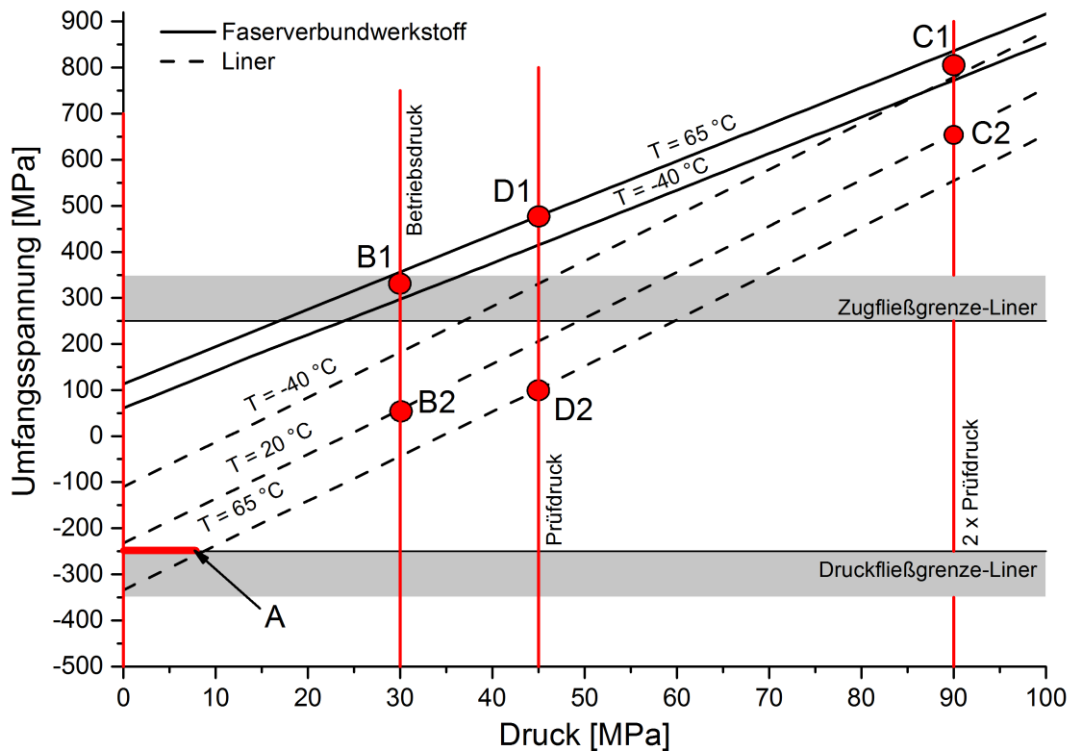
### **6.3 Beanspruchungsanalysen**

In den nachfolgenden drei Abschnitten wird das Hybridbehältermodell genutzt, um die Auswirkungen der thermischen Belastungen auf das statische, zyklische und Kurzzeit-Beanspruchungsverhalten des Typ-III-Hybridbehälters zu analysieren. Für eine sicherheitstechnische Bewertung werden dabei die Beanspruchungen der analysierten Anwendungsbereiche (siehe Abb. 64, Seite 101) denen der Zulassungsprüfungen (siehe Tabellen 1 bis 4, Seiten 11 bis 15) gegenübergestellt und verglichen. Für die Darstellung der Zulassungskriterien wird exemplarisch die Prüfnorm DIN EN 12245 [9] herangezogen. Die Simulation der Behälterdaten erfolgt in Anlehnung an das von der Berliner Feuerwehr zur Verfügung gestellte Baumuster einer Typ-III-Atemluftflasche (siehe Anhang B).

#### **6.3.1 Statisches Belastungsverhalten**

Typ-III-Hybridbehälter werden in einem überwiegenden Teil ihrer Nutzungszeit quasi-statisch belastet. In den Zulassungsprüfungen von Typ-III-Hybridbehältern wird diese Belastungsart im Bersttest oder in einer thermischen Vorkonditionierungsprozedur dem Prüfling auferlegt, um konkrete Sicherheitsfaktoren gemäß der Tabellen 1 bis 4 (siehe Seite 11 bis 15) nachzuweisen. Unter Annahme einer thermischen Langzeitbelastung (siehe Kapitel 3.3, Seite 61), bei der stabilisierte Materialtemperaturen angenommen werden können, zeigt Abb. 67 die Spannungsverteilungen von Liner und Faserverbundwerkstoff in einem Temperatur und Druckbereich von  $-40\text{ °C}$  bis  $65\text{ °C}$  bzw.  $0\text{ MPa}$  bis  $90\text{ MPa}$ . Für eine bessere Übersicht der Ergebnisse wurden die einzelnen UD-Schichtspannungen zu einer Faserverbundwerkstoff-Spannung zusammengefasst. Weiterhin erfolgt ausschließlich eine Darstellung der Umfangsspannungen, da diese Richtung in einem Druckbehälter stets die höhere Belastung aufweist. Die charakteristischen Druckbereiche (Betriebs-, Prüf- und doppelter Prüfdruck) sind mit roten, senkrechten Linien hervorgehoben. Die beiden grauen Bereiche stellen die Zugfließ- bzw. Druckfließgrenze des Aluminium-Liners bei  $\pm 256\text{ MPa}$  dar. Hierbei ist zu beachten, dass die Modellrechnung bei Überschreitung der Liner-Fließgrenze keine plastischen Verformungen berücksichtigt. Die Plastifizierung des Aluminium-Liners führt zu Spannungsumlagerungen auf den Faserverbundwerkstoff. Dieser Vorgang ist sehr

komplex und wird von verschiedensten Randbedingungen beeinflusst, wie bspw. der Verformungsgeschwindigkeit oder der Temperatur. Da die Details der Plastifizierung nicht im Fokus dieser Arbeit stehen, wird die Überschreitung der Liner-Fließgrenze im weiteren Verlauf idealisiert dargestellt. Für nähere Details zu dieser Thematik sei auf [45] und [138] verwiesen.

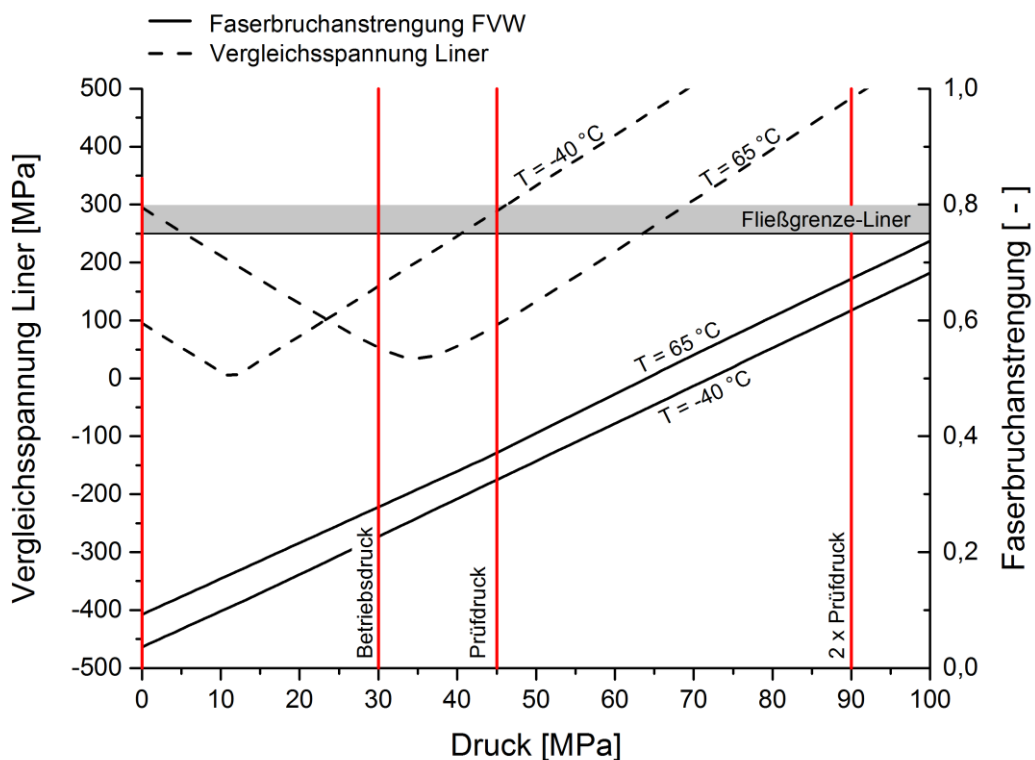


**Abb. 67: Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners bei statischer Prüfung (plastisches Materialverhalten des Liners nicht berücksichtigt)**

Wird der drucklose Zustand in Abb. 67 betrachtet, ist der im Fertigungsprozess künstlich eingebrachte Eigenspannungszustand deutlich zu erkennen. Dieser hat zur Folge, dass die Faserverbundschicht im gesamten Druck- und Temperaturbereich unter Zugspannung steht. Die Belastung des Liners kann im Betrieb jedoch zwischen Druck- und Zugspannung wechseln. An den Abständen der gestrichelten Spannungslinien des Liners der Temperaturbereiche  $-40\text{ °C}$ ,  $20\text{ °C}$  und  $65\text{ °C}$  zeigt sich, im Gegensatz zu den Linien des Faserverbundwerkstoffs, die hohe Temperaturempfindlichkeit des Aluminium-Liners. Dieser Zusammenhang wurde bereits in [35] erkannt. Auch hier wurde gezeigt, dass der Liner bei sinkendem Betriebsdruck und steigender Materialtemperatur die Druckfließgrenze überschreitet. Dieser Grenzbereich wird mit einer roten Linie und der Bezeichnung A hervorgehoben. Begründet liegt dieses Verhalten im Temperaturausdehnungsverhalten beider Komponenten. Die stark ausgeprägte Wärmedehnung des Liners wird durch die umhüllende Faserverbundschicht behindert. Das Beanspruchungsverhalten bei Betriebsdruck und einer Betriebstemperatur von  $20\text{ °C}$  wird

in Abb. 67 mit den Punkten B1 und B2 (Faserverbundwerkstoff und Liner) gekennzeichnet. Die Punkte C1 und C2 stellen die Beanspruchung bei doppeltem Prüfdruck dar. Dies entspricht dem statischen Sicherheitskriterium der Zulassungsprüfungen bei Raumtemperatur. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Aluminium-Liner bereits ab ca. 50 MPa die Zugfließgrenze überschreitet. Mit einem Versagen des Modellbehälters durch Faserbruch ist erst bei einem Druck weit über 100 MPa zu rechnen. Die Punkte D1 und D2 in Abb. 67 zeigen den Zustand der Vorkonditionierung bei erhöhter Temperatur unter Prüfdruck. Unter dem Gesichtspunkt der statischen Festigkeit verursacht dieser Testabschnitt keine Überbelastung beider Komponenten und ist deshalb für die Auslastung des Behälters eher unkritisch. Mit dieser Prüfung wird eine Temperaturfestigkeit im Rahmen der Auslegungstemperatur abgeprüft.

Abb. 68 zeigt die zu Abb. 67 korrespondierenden statischen Auslastungen des Faserverbundwerkstoffs und Liners aus der Festigkeitsanalyse des Hybridmodells. Die gestrichelten Linien zeigen die Vergleichsspannungen des Liners und die durchgezogenen Linien die Faserbruchanstrengung der höchst belasteten Faserverbundschicht. Hierbei ist zu beachten, dass sich die Vergleichsspannung aus Umfangs-, Längs- und Scherspannungen zusammensetzt.



**Abb. 68: Faserbruchanstrengung und Vergleichsspannung im Typ-III-Hybridbehälter bei statischer Prüfung (plastisches Materialverhalten des Liners nicht berücksichtigt)**

An der Vergleichsspannung des Liners in Abb. 68 ist der Wechsel von Druck- und Zugbelastung deutlich zu erkennen. Bei steigendem Betriebsdruck erfolgt der Wechsel zur Zugbelastung am jeweiligen Tiefpunkt der Vergleichsspannung. Es ist festzustellen, dass der Aluminium-Liner stets in einem temperaturabhängigen Betriebsbereich arbeitet, der sich mit steigender Temperatur verschiebt. Die Faserbruchanstrengung steigt ebenfalls linear mit Anstieg des Behälterdrucks. Es ist jedoch deutlich zu erkennen, dass die Faserverbundschicht auch bei doppeltem Prüfdruck (90 MPa) mit einer Faserbruchanstrengung von ca. 70 % noch weit von ihrer Auslastungsgrenze (Faserbruchanstrengung=1) entfernt ist. In der Vorkonditionierungsphase (45 MPa) liegt die statische Auslastung bei ca. 40 %. Auch hier sollte beachtet werden, dass die Plastifizierung des Aluminiums bei Überschreitung der Fließgrenze vom Hybridmodell nicht berücksichtigt wird.

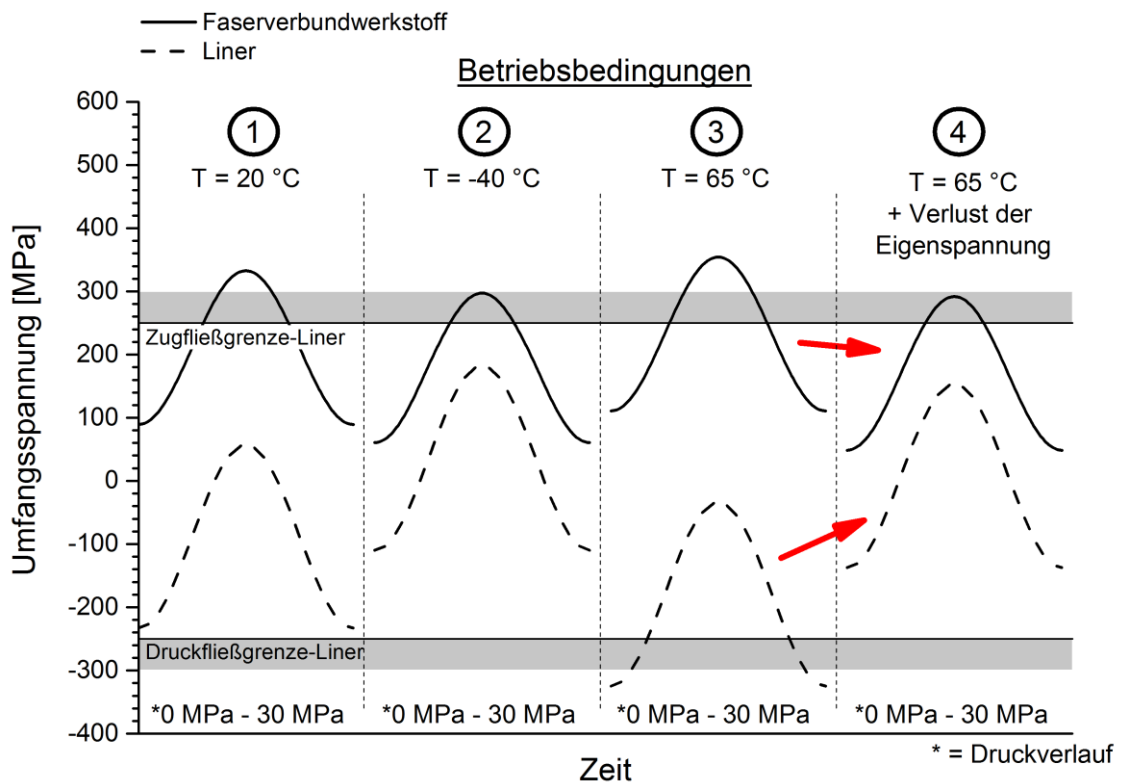
### **6.3.2 Zyklisches Belastungsverhalten**

Nachfolgend werden die Auswirkungen mechanischer Lastwechselbeanspruchungen auf den Typ-III-Hybridbehälter unter verschiedenen thermischen Randbedingungen untersucht. Im Besonderen sollen die Beanspruchungen unter Betriebsbedingungen mit denen unter Prüfbedingungen verglichen und bewertet werden. Die Berechnungen erfolgen unter der Annahme homogener Materialtemperaturen, wie es in Kapitel 6.1 für die Anwendungsbereiche mit thermischer Langzeitbelastung und den Zulassungsprüfungen gezeigt wurde. Thermische Einflüsse durch Füll- und Entleerungsprozesse werden hierbei vernachlässigt. Die Untersuchung dieser Einflüsse erfolgt in Kapitel 6.3.3. Für die zyklischen Beanspruchungen im Behälter werden nur die Umfangsspannungen dargestellt, da diese Richtung in einem Druckbehälter stets die höhere Belastung erfährt, ebenfalls wird jeder Beanspruchungszyklus vereinfacht als Sinusverlauf angenommen. Jeder Betriebsbedingung in Abb. 69 ist eine Nummer zugeordnet. Die jeweils korrespondierende Beanspruchung unter Prüfbedingungen (siehe Abb. 70) wird mit der gleichen Nummer bezeichnet, jedoch mit dem Buchstaben „P“ ergänzt.

Abb. 69 zeigt die zyklischen Beanspruchungen bei Raum- (20 °C, Nr.1) und Extremtemperaturen (-40 °C, Nr. 2 und 65 °C, Nr. 3,4) bei je einem Betriebsdruck von 0 MPa bis 30 MPa. Aufgrund des künstlich eingebrachten Eigenspannungszustands verschieben sich die Spannungsverläufe von Faserverbundwerkstoff und Liner in positive bzw. negative Richtungen. Im Liner führt die Spannungsabsenkung zu einer niedrigeren Lastwechselempfindlichkeit und somit zu höheren ertragbaren Lastwechselzahlen. Vergleicht man die temperaturabhängigen Spannungsverschiebungen beider



Komponenten zeigen sich im Faserverbundwerkstoff geringere Spannungsverschiebungen als im Liner. Ebenfalls ist zu erkennen, dass der Faserverbundwerkstoff unter allen Betriebsbedingungen ausschließlich im Zugschwellbereich belastet wird. Der Aluminium-Liner unterliegt hauptsächlich einer Wechselbelastung, wobei sich diese bei steigenden Temperaturen in den Druckschwellbereich verschieben kann (siehe Abb. 69, Nr. 2 und 3).

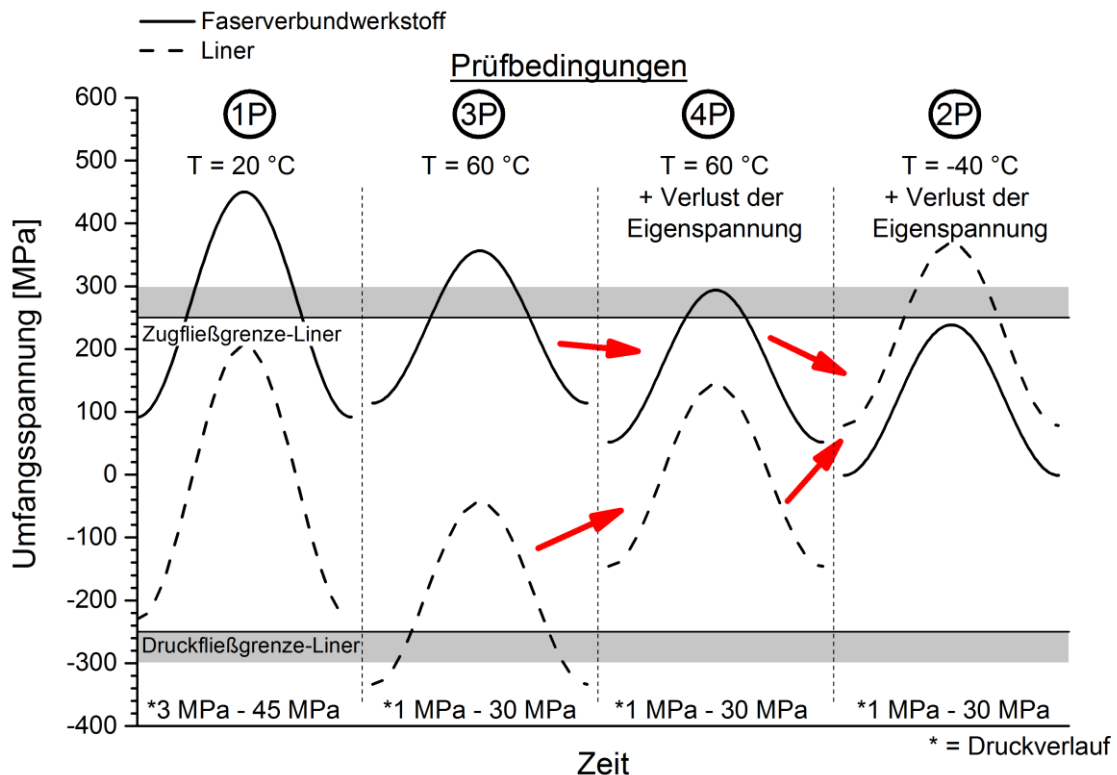


**Abb. 69: Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners während eines Betriebszyklus**

Bei einer maximalen Betriebstemperatur von  $65\text{ °C}$  (siehe Abb. 69, Nr. 3) überschreitet der Liner im drucklosen Zustand die Druckflussgrenze. Hierdurch werden Fließprozesse initiiert, die zu einer Verschiebung des Eigenspannungszustands führen (siehe [35] und [60]). Es können bisher keine quantitativen Aussagen zu diesen Spannungsverschiebungen getroffen werden. Wird jedoch angenommen, dass sich der Eigenspannungszustand komplett abbaut („Worst-Case“-Fall), führt dies zu der Betriebsbedingung Nr. 4. Die roten Pfeile zeigen die Richtung der maximalen Spannungsverschiebungen für Faserverbundwerkstoff und Liner.

Im Vergleich zu den thermischen Betriebsbedingungen zeigt Abb. 70 das Lastwechselverhalten des Typ-III-Hybridbehälters unter Prüfbedingungen. Gemäß der Zulassungsnorm DIN EN 12245 [9] gibt es zwei Prüfungen, welche die Lastwechselfestigkeit im Zulassungsverfahren der Behälter abprüfen. Das sind der

Lastwechsellast bei Umgebungstemperatur (siehe Tabelle 1, Seite 11) und der Lastwechsellast bei Extremtemperaturen (siehe Tabelle 4, Seite 14).



**Abb. 70: Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners während eines Prüfzyklus**

Unter Umgebungstemperaturen (siehe Nr. 1P) erfolgt der Lastwechsellast bei einem zyklischen Druck zwischen 3 MPa und 45 MPa (Prüfdruck). Der obere Druckwert entspricht dem 1,5-fachen des Betriebsdruckes (siehe Abb. 69, Nr.1) und zeigt sich mit einer deutlich höheren Spannungsamplitude. Der Lastwechsellast unter Extremtemperaturen erfolgt gemäß DIN EN 12245 [9] (siehe Tabelle 4, Seite 14) in zwei Schritten. Im ersten Schritt erfolgt ein Lastwechsellast bei einer Temperatur von 60 °C und einem Druckverlauf zwischen 1 MPa und 30 MPa (siehe Nr. 3P). Ebenso wie bei der Betriebsbedingung Nr. 3 überschreitet der Liner im drucklosen Zustand die Druckfließgrenze. Auch in diesem Fall muss mit Verschiebungen des Eigenspannungszustands gerechnet werden. Wird der „Worst-Case“-Fall und somit ein kompletter Abbau der Eigenspannung angenommen, ergibt sich der Spannungsverlauf Nr. 4P. Dabei zeigen die roten Pfeile die Richtung der maximalen Spannungsverschiebungen für Faserverbundwerkstoff und Liner. Im Anschluss an die 60 °C-Prüfung erfolgt eine Tieftemperatur-Lastwechsellastprüfung bei -40 °C bei einem Druckverlauf zwischen 1 MPa und 30 MPa (siehe Nr. 2P). Durch die Verschiebung der

Eigenspannung wird der Liner im Gegensatz zur Betriebsbedingung Nr. 2 in Abb. 69 einer höheren Mittelspannung unterworfen.

Wie in Kapitel 2.2 beschrieben wurde, ist der Aluminium-Liner aufgrund seiner hohen Lastwechselempfindlichkeit das Lebensdauer begrenzende Bauteil in einem Typ-III-Hybridbehälter. Um die Auswirkungen der Spannungsverläufe auf den Liner zu analysieren, werden nachfolgend alle in den Abb. 69 und 70 dargestellten Lastzyklen in ein Haigh-Diagramm übertragen. Es ergibt sich Abb. 71. Hierfür wurden vorerst zu jedem Belastungsfall die Vergleichsspannungen nach von Mises berechnet:

$$\sigma_{VM} = \sqrt{\sigma_{Liner,x}^2 + \sigma_{Liner,\varphi}^2 - \sigma_{Liner,x} \cdot \sigma_{Liner,\varphi} + 3 \cdot \tau_{Liner}^2} \quad (6.1)$$

Mit dem Haigh-Diagramm lässt sich der Einfluss auf die ertragbaren Lastwechselzahlen über Mittelspannung und Lastamplitude darstellen. Jeder Lastzyklus wird somit durch einen Punkt repräsentiert. Die Bezeichnung der Punkte erfolgt analog zu den Abb. 69 und 70. Anhand der charakteristischen Linien des Aluminium-Liners lassen sich die ertragbaren Lastwechselzahlen zu jedem Lastzyklus direkt ablesen. Zur Darstellung der charakteristischen Linien der untersuchten Atemluftflasche (AA6061 – T6) wurden Wöhler-Daten aus [57] herangezogen. Da die Versuchsdaten ausschließlich Informationen über das Wechsel- bzw. Zugschwellverhalten lieferten, lassen sich keine sicheren Aussagen über die Auswirkung negativer Mittelspannungen ableiten. Diese Unsicherheiten werden durch gestrichelte Linien angedeutet. Da sich eine negative Mittelspannung normalerweise positiv auf die Lebensdauer eines Bauteils auswirkt, wurden die Lastwechsellinien nach [139] in den negativen Bereich idealisiert verlängert.

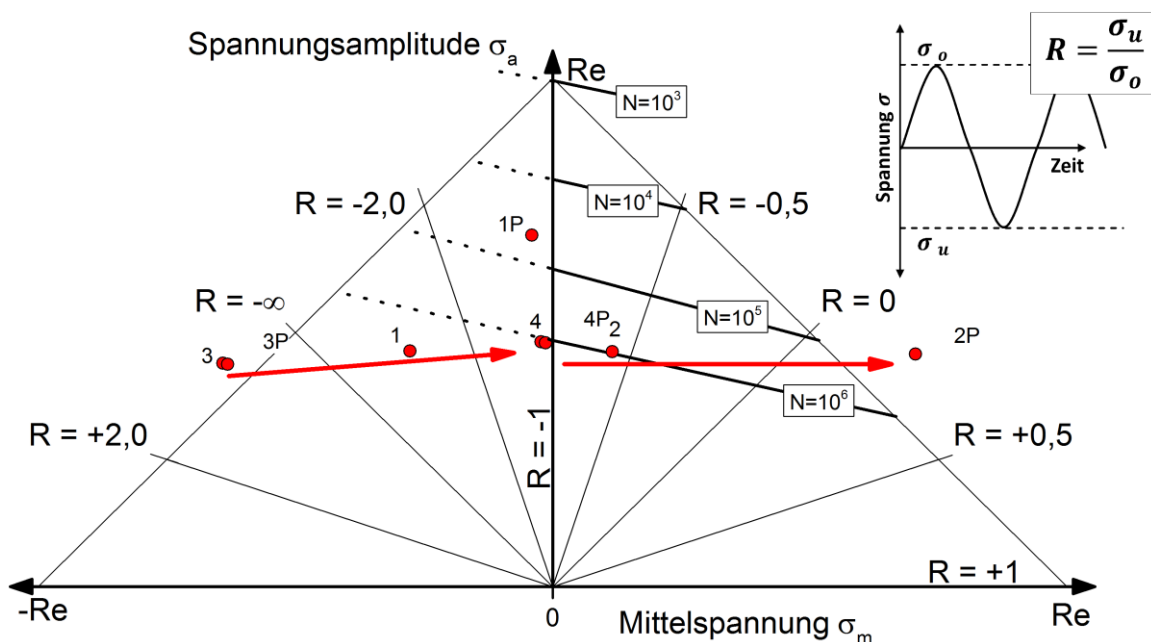


Abb. 71: Auswirkungen der Belastungszyklen auf die ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners im Haigh-Diagramm

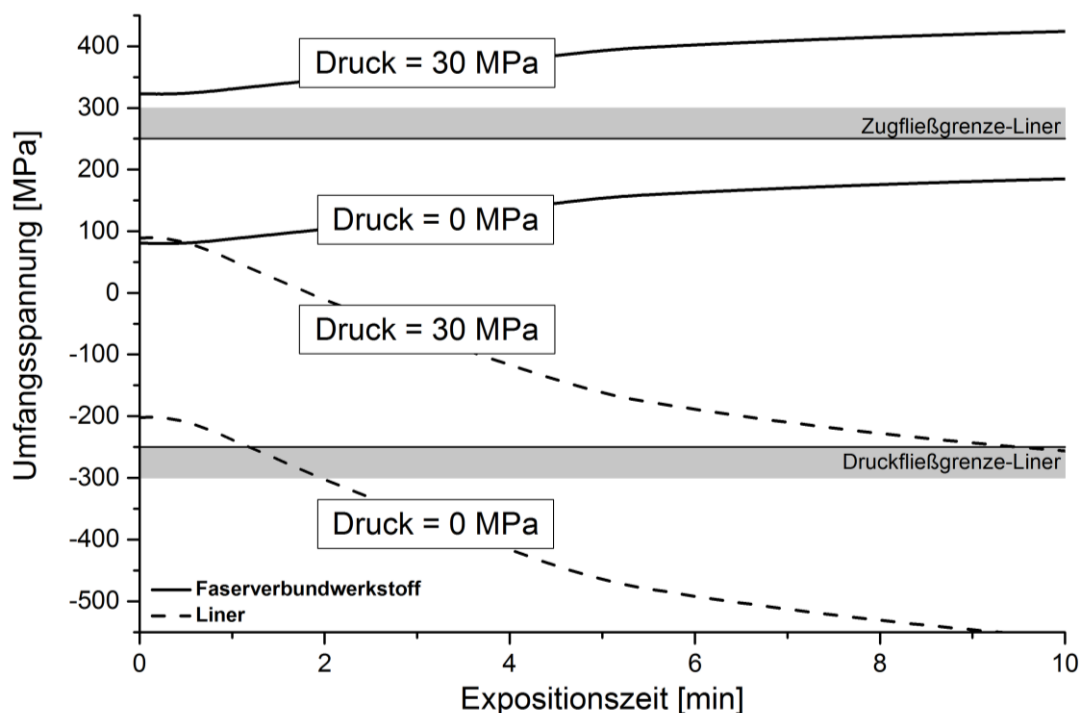
Bei Lastwechselbedingungen unter Umgebungstemperatur (Punkte 1 und 1P,  $T = 20\text{ °C}$ ) beträgt der Spitze-Tal-Wert des Betriebsdrucks 30 MPa, der des Prüfdruckes annähernd 45 MPa. Durch den erhöhten Prüfdruck werden die ertragbaren Lastwechselzahlen des Aluminiums von  $10^6$  Lastwechseln in den Bereich zwischen  $10^4$  bis  $10^5$  verringert. Das zeigt, dass die normativen Lastwechselanforderungen unter Umgebungstemperaturen imaginäre Lastwechselzahlen unter erhöhten Beanspruchungen abprüfen, die in keinem Zusammenhang mit den Betriebslastwechseln stehen. Jedoch können hierdurch die ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners in einen Lastwechselbereich abgesenkt werden, der eine prüftechnische Erfassung erst ermöglicht. Unter tiefen Betriebstemperaturen von  $-40\text{ °C}$  erfolgt eine Anhebung der Mittelspannung, was zu einem Absinken der ertragbaren Lastwechselzahlen und somit von Punkt 1 zu Punkt 2 führt. Bei Extremtemperaturen von  $60\text{ °C}$  bis  $65\text{ °C}$  muss damit gerechnet werden, dass der Liner sowohl unter Betriebsbedingungen als auch unter Prüfbedingungen im drucklosen Zustand die Druckfließgrenze überschreitet. Es ergeben sich die Punkte 3 und 3P. Wird in beiden Fällen angenommen, dass sich der Eigenspannungszustand durch Fließprozesse komplett abbaut, führt dies zu den Punkten 4 bzw. 4P. Die Folgen sind jeweils eine erhöhte Mittelspannung mit verringerten ertragbaren Lastwechselzahlen. Die Verschiebungen beider Spannungszustände werden mit einem roten Pfeil dargestellt. Gemäß den Prüfkriterien erfolgt nach dem Hochtemperaturtest ein weiterer Lastwechseltest bei niedrigen Temperaturen von  $-40\text{ °C}$ . Durch den Eigenspannungsverlust führt dies zu Punkt 2P (roter Pfeil). Dieser Prüfabschnitt stellt sicher, dass die thermischen Veränderungen des Eigenspannungszustands nicht zu einem vorzeitigen Linerversagen führen.

### **6.3.3 Kurzzeitbelastungen**

In diesem Abschnitt werden die Beanspruchungen der Anwendungsbereiche analysiert, die in Kapitel 6.1 den Kurzzeitbelastungen zugeordnet wurden. Hierzu zählen die Atemluftflasche, Füll- und Entleerungsvorgänge sowie die Brandbekämpfung. In diesen Bereichen werden die Materialbeanspruchungen von der Expositionszeit, dem korrespondierenden Behälterdruck und den inneren Strömungsprozessen entscheidend beeinflusst. Um das komplexe Betriebsverhalten zu simulieren, wurden in Kapitel 3 Belastungsprofile erstellt, die eine zeitliche Verknüpfung aller Parameter herstellen. In den Analysen der thermischen Betriebsbelastungen in Kapitel 6.1 konnte gezeigt werden, dass die Brandbekämpfung den Extremfall dieser Belastungskategorie darstellt. Ebenso war es der einzige Anwendungsfall, bei dem die Temperaturbelastungen zu einer Überschreitung der Harz-Glasübergangstemperatur führen können. Dies konnte in Kapitel 6.2 darauf zurückgeführt werden, dass ausschließlich im Brandeinsatz die obere

Zulassungstemperatur überschritten wird und die Behälter dadurch auf eine zu geringe Temperatur ausgelegt werden. Aus diesem Grunde werden nachfolgend nur die Beanspruchungen der Brandbekämpfung näher analysiert.

Bei der Brandbekämpfung wird die Typ-III-Atemluftflasche Wärmestrahlungsexpositionen von 130 °C bis 250 °C innerhalb von 10 Minuten ausgesetzt (siehe [10]). Werden für diesen Zeitraum die Spannungsverläufe der Faserverbund- und Linerschicht für das obere Temperaturniveau von 250 °C und einen Betriebsdruck von 0 MPa und 30 MPa ohne Einfluss innerer Strömungsprozesse aufgetragen, ergibt sich Abb. 72. Die Temperaturverteilung im Behältermaterial verhält sich analog zu Abb. 33 in Kapitel 3.2.3 (siehe Seite 55). Für eine bessere Übersicht der Ergebnisse wurden die einzelnen UD-Schichtspannungen zu einer Faserverbundwerkstoff-Spannung zusammengefasst. Weiterhin erfolgt ausschließlich eine Darstellung der Umfangsspannungen, da diese im Vergleich zu den Längsspannungen stets die höhere Belastung darstellen. Überschreitungen der Glasübergangstemperatur einzelner Faserverbundschichten wurden in den Berechnungen noch nicht berücksichtigt.



**Abb. 72: Verlauf der Umfangsspannung im Faserverbundwerkstoff und Liner bei oberem Temperaturniveau der Brandbekämpfung (250 °C)**

Es zeigt sich, dass die Beanspruchung der Faserverbundschicht größtenteils vom Behälterdruck beeinflusst wird. Berechnungen der Materialauslastungen haben ergeben, dass die maximale Faserbruchanstrengung in diesem Szenario bei 40 % liegt. Die

Schichten des Faserverbundwerkstoffs sind somit noch weit von der Auslegungsgrenze entfernt. Dieser Zusammenhang wird grafisch nicht dargestellt. Wie in Abb. 72 zu sehen ist, tendiert der Liner bei erhöhten Temperaturen und einem Behälterdruck von 0 MPa zur Unterschreitung der Druckfließgrenze. Dieses Phänomen resultiert aus der bereits beschriebenen Wärmedehnungsbehinderung durch den umgebenden Faserverbundwerkstoff.

In einem realen Brandeinsatz führt die hohe körperliche Belastung des Atemschutzgeräteträgers zu einem verstärkten Atemluftverbrauch. Die Geschwindigkeit der Druckentlastung und somit auch das Abkühlverhalten innerhalb des Behälters werden von der Arbeitsbelastung maßgeblich beeinflusst. Um den Einfluss dieser Parameter zu analysieren, wurden in Kapitel 3.1.4 (siehe Seite 43) zwei Stufen für die Arbeitsbelastung angenommen: die mittlere Belastung mit einem Atemluftverbrauch von 30 l/min und hohe Belastung mit 80 l/min. Unter Einsatzbedingungen des Brandeinsatzes war die messtechnische Erfassung der Materialtemperaturen innerhalb der Typ-III-Atemluftflasche aus sicherheitstechnischen Gründen nicht realisierbar. Deshalb wurden in Kapitel 3.2 ein analytisches Rechenmodell und ein linearer Ansatz (siehe Abb. 28, Seite 51) entwickelt, um die Materialerwärmungen aus validierbaren Einzelrechnungen konservativ anzunähern. Die Validierungen erfolgten an experimentellen Versuchen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden (siehe [11] und [124]). Die aus dem Ansatz resultierenden Spannungsverläufe für Faserverbund- und Linerschicht werden nachfolgend in den Abb. 73 und 74 (130 °C und 250 °C) dargestellt. In beiden Rechnungen wurde die körperliche Belastung des Atemschutzgeräteträgers (AGT) berücksichtigt, jedoch kein Schädigungsverhalten durch Überschreitung der Harz-Glasübergangstemperatur. Die zugehörigen Temperatur- und Druckverläufe zeigen die Abb. 36 bis 39 in Kapitel 3.2.3 auf den Seiten 59 bis 61 und die Abb. 42 und 43 in Kapitel 3.3 auf den Seiten 64 und 65.

In den Abb. 73 und 74 zeigt sich der Einfluss der körperlichen Belastung des Atemschutzgeräteträgers auf das Beanspruchungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche. Wie bei der statischen Belastung verläuft die Beanspruchung des Aluminium-Liners bei steigender Temperatur und sinkendem Betriebsdruck in Richtung Druckfließgrenze. Die starke innere Abkühlung führt jedoch zu einem Kompensationseffekt, der diesem Verlauf entgegenwirkt. Eine hohe körperliche Belastung hat einen schnellen Druckverlust und eine starke Abkühlung zur Folge. Bei mittlerer Belastung entstehen höhere Temperaturen, aber der Betriebsdruck bleibt auf einem höheren Niveau. Dieses komplexe Zusammenspiel aus Temperatur- und Druckverlauf bewirkt, dass das Beanspruchungsverhalten im gesamten Temperaturspektrum des Brandeinsatzes annähernd konstant bleibt.

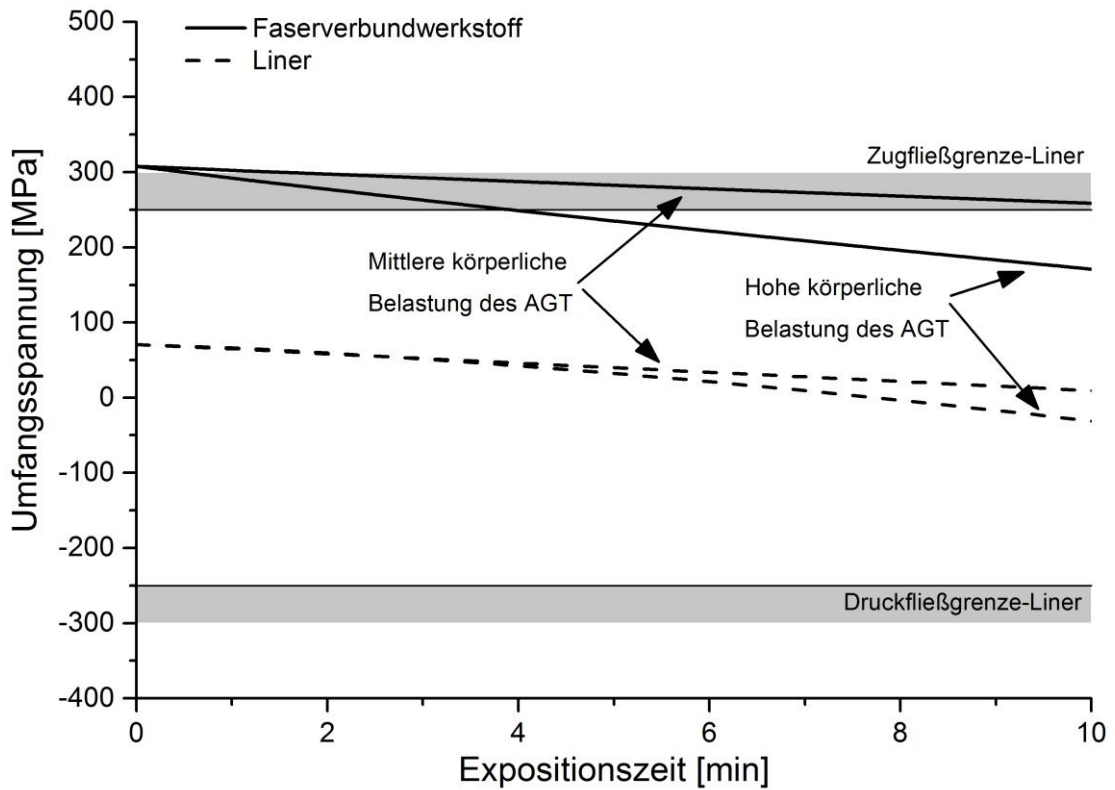


Abb. 73: Verlauf der Umfangsspannung in Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (linearer Ansatz, 130 °C)

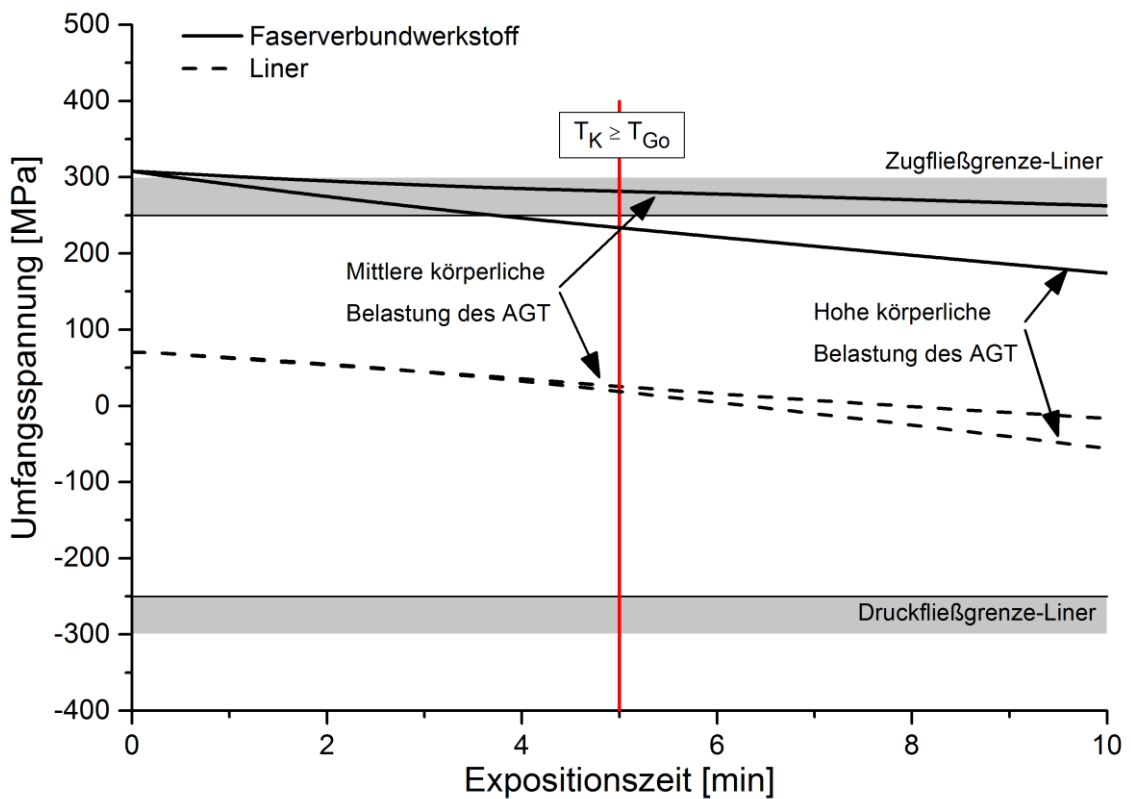


Abb. 74: Verlauf der Umfangsspannung in Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (linearer Ansatz, 250 °C)

Analog zu den Abb. 73 und 74 zeigt Tabelle 7 die charakteristischen Umfangsspannungen der Faserverbund- und Linerschicht für eine Expositionszeit von 0 Minuten und 10 Minuten. Der Faserverbundwerkstoff erreicht in beiden Fällen eine maximale Auslastung von 23 %, der Aluminium-Liner eine maximale Umfangsspannung von 71 MPa.

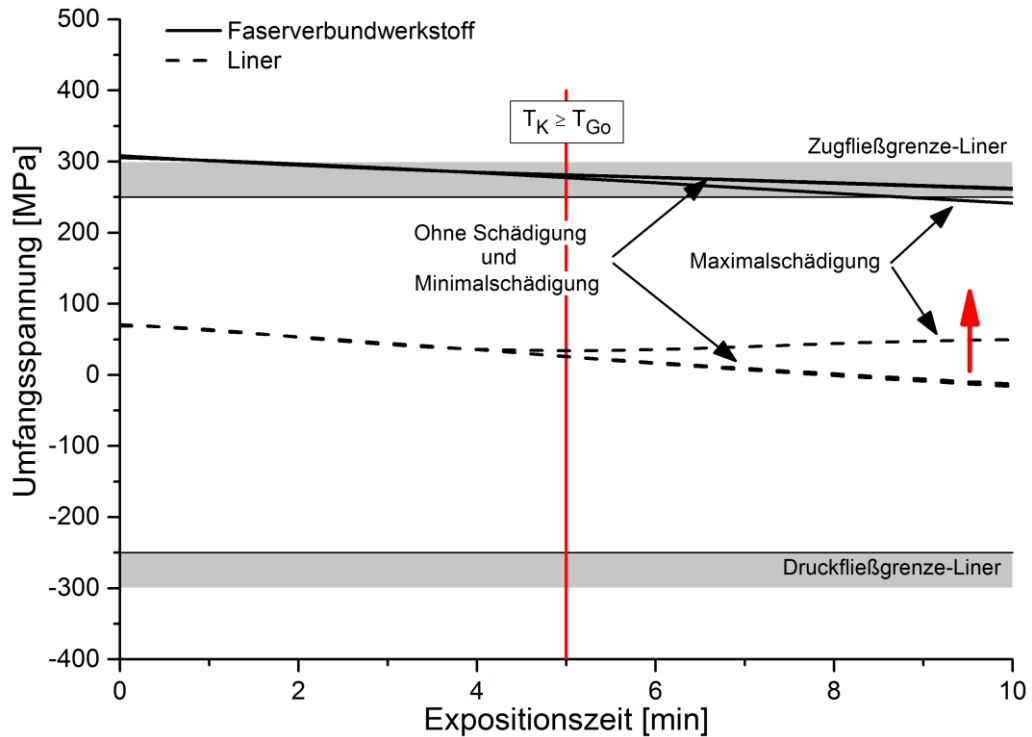
**Tabelle 7: Umfangsspannungen in Faserverbundwerkstoff und Liner unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung**

Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung	Expositionszeit [min]	Wärmestrahlungsexposition 130°C (siehe Abb. 73 und 74)			Wärmestrahlungsexposition 250°C (siehe Abb. 73 und 74)		
		Liner Umfangsspannung [MPa]	FVW Umfangsspannung [MPa]	FVW Faserbruchauslastung [%]	Liner Umfangsspannung [MPa]	FVW Umfangsspannung [MPa]	FVW Faserbruchauslastung [%]
<b>Mittlere</b> Belastung des AGTs	0	71	308	23	71	308	23
	10	9,6	259	20	-16	262	21
<b>Hohe</b> Belastung des AGTs	0	71	308	23	71	308	23
	10	-31	171	13	-55	174	14

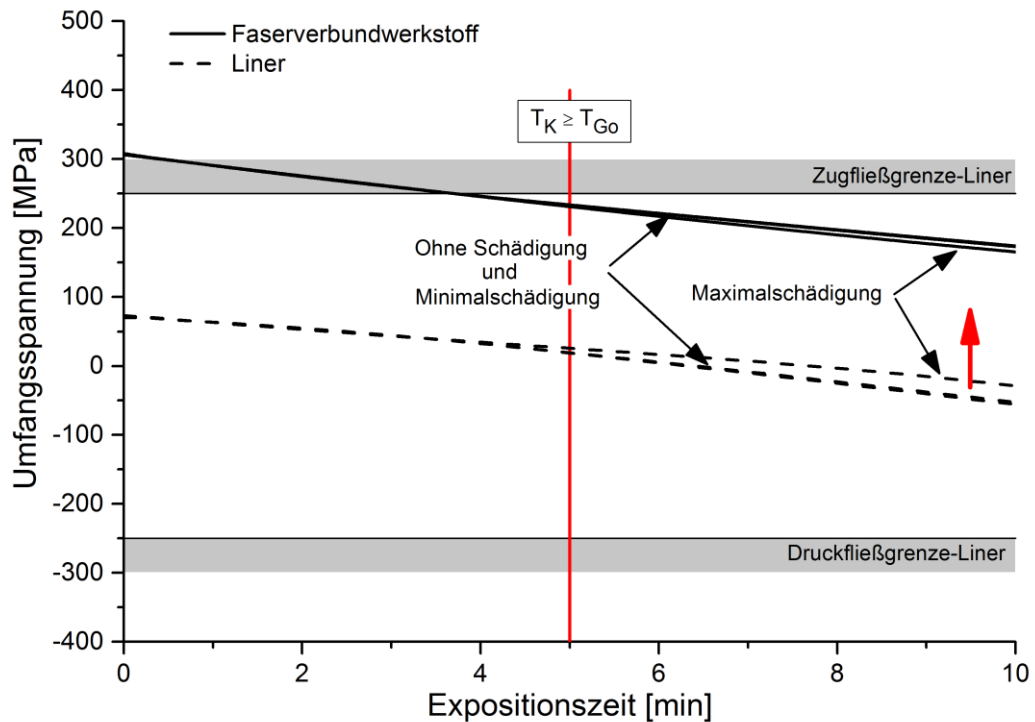
Um den Einfluss der überhöhten Temperaturen auf die statische und dynamische Integrität der Typ-III-Atemluftflasche abzuschätzen, wurden in Kapitel 5.3 (siehe Seite 89) zwei Schädigungsansätze entwickelt. Dabei beschreibt die Minimalschädigung bei Überschreitung des Glasübergangsbereichs ( $T_k \geq T_{Go}$ ) den Verlust der Faservorspannung und bei Überschreitung des unteren Glasübergangsbereichs ( $T_k \geq T_{Gu}$ ) eine Degradation der Schichtfestigkeiten. Bei der Maximalschädigung „Worst-Case“ wird bei einer Überschreitung des Glasübergangsbereichs ( $T_k \geq T_{Go}$ ) von einem kompletten Tragfähigkeitsverlust der betroffenen Schichten ausgegangen (siehe Kapitel 5.3). Die Auswirkungen der Schädigungsansätze auf das Beanspruchungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche werden nachfolgend analysiert.

Die rote senkrechte Linie in Abb. 74 markiert den Zeitpunkt, ab dem die erste Lage der Faserverbundschicht die obere Grenze des Glasübergangsbereichs überschreitet. Ab diesem Zeitpunkt werden die Schädigungsansätze im Hybridmodell aktiv. Die Abb. 75 und 76 zeigen die resultierenden Spannungsverläufe der Faserverbund- und Linerschicht unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung bei maximal anzunehmender Umgebungstemperatur von 250 °C. In Abb. 75 wurde eine mittlere und in Abb. 76 eine hohe Belastung des Atemschutzgeräteträgers (AGT) angenommen. Die zugehörigen Temperatur- und Druckverläufe zeigen die Abb. 36 bis 39 in Kapitel 3.2.3 auf den Seiten 59 bis 61 und die Abb. 42 und 43 in Kapitel 3.3 auf den Seiten 64 und 65.





**Abb. 75:** Verlauf der Umfangsspannung in Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C) und mittlerer Belastung des AGT; Auswirkungen einer thermischen Schädigung



**Abb. 76:** Verlauf der Umfangsspannung im Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C) und hoher Belastung des AGT; Auswirkungen einer thermischen Schädigung

Wie in den Abb. 75 und 76 zu sehen ist, wirkt sich die Minimalschädigung (Abbau der Faservorspannung) nur geringfügig auf die Spannungsverteilungen beider Komponenten aus. Berechnungen der Materialauslastungen konnten unter beiden Einsatzbedingungen eine maximale Spannungserhöhung von 3 MPa erfassen. Dieser Zusammenhang wird grafisch nicht dargestellt. Bei der Maximalschädigung sind die Spannungsverschiebungen deutlich zu erkennen. Die verringerte Anzahl an lasttragenden Faserverbundschichten führt zu einer deutlichen Lastverlagerung auf den Aluminium-Liner. Analog zu den Abb. 75 und 76 zeigt Tabelle 8 die charakteristischen Umfangsspannungen der Faserverbund- und Linerschicht für eine Expositionszeit von 0 Minuten und 10 Minuten. Zudem wurde ein weiterer Rechenlauf (Brandbekämpfung, 250 °C) durchgeführt, der die Auswirkungen der irreversiblen „Worst-Case“-Schädigung für nachfolgende Einsätze der Atemluftflasche ermittelt. Diese Ergebnisse wurden ebenfalls in Tabelle 8 für eine Expositionszeit von 0 Minuten und 10 Minuten festgehalten.

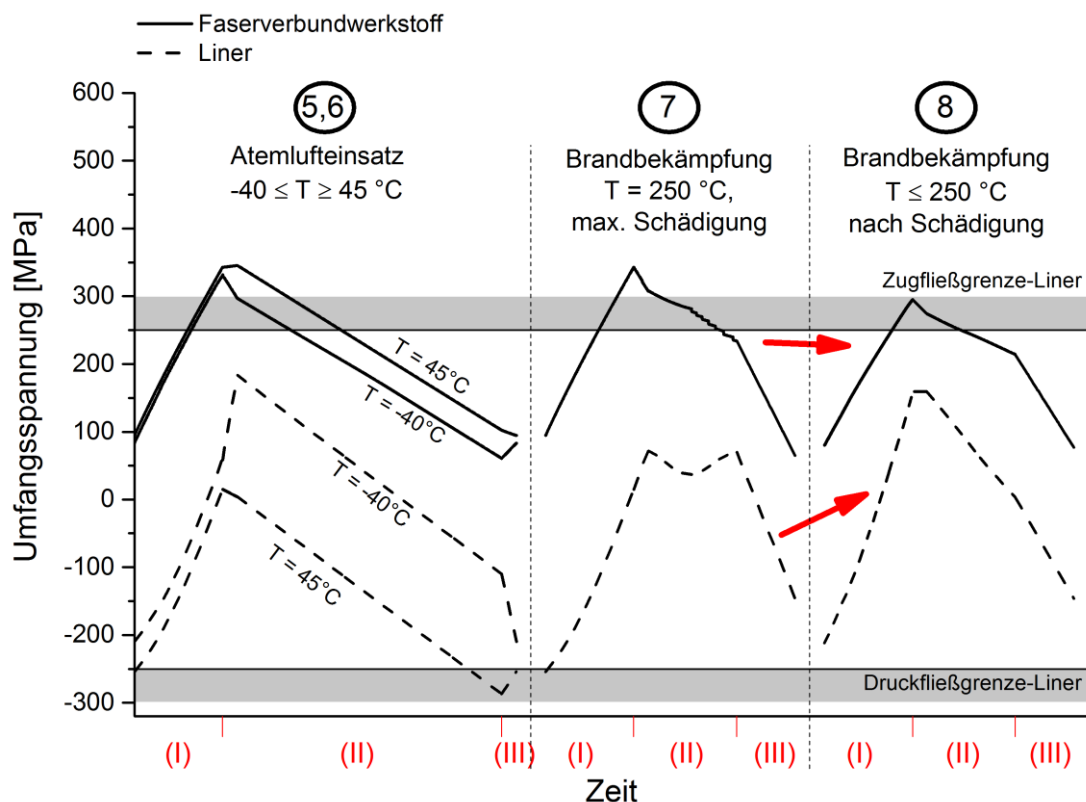
**Tabelle 8: Umfangsspannungen in Faserverbundwerkstoff und Liner unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung, Auswirkungen der Maximalschädigung**

Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung bei 250 °C	Expositionszeit [min]	Einsatz mit Maximalschädigung (siehe Abb. 75)			Weiterer Einsatz nach irreversibler Maximalschädigung		
		Liner Umfangsspannung [MPa]	FVW Umfangsspannung [MPa]	FVW Faserbruchauslastung [%]	Liner Umfangsspannung [MPa]	FVW Umfangsspannung [MPa]	FVW Faserbruchauslastung [%]
<b>Mittlere</b> Belastung des AGTs	0	70	308	23	158	275	33
	10	51	240	31	51	240	31
<b>Hohe</b> Belastung des AGTs	0	70	308	23	141	281	30
	10	-29	165	19	-29	165	19

Durch die irreversiblen Maximalschädigungen unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C) erhöhen sich die Liner-Umfangsspannungen der Typ-III-Atemluftflasche zu Beginn eines nachfolgenden Einsatzes von 70 MPa auf 158 MPa (mittlere Belastung AGT) bzw. 141 MPa (hohe Belastung AGT). Obwohl die Gesamtspannung des Faserverbundwerkstoffs geringer wird, erhöhen sich dabei die Auslastungen der unbeschädigten Schichten auf maximal 33%. Bei der zweiten Berechnung zeigen sich nach einer Expositionszeit von 10 Minuten die gleichen Spannungen wie im ersten Rechenlauf. Dies ist schlüssig, da im ersten Durchlauf bereits

die Maximaltemperatur von 250 °C angenommen wurde und somit die maximal mögliche Schädigung in den Faserverbundwerkstoff eingebracht wurde.

Werden die Betriebsabläufe der Atemluftflasche, bestehend aus Füllvorgang (I), Atemlufteinsatz bzw. Brandeinsatz (II) und Entleerung (III), zu jeweils einem Belastungszyklus zusammengefasst, ergeben sich die in Abb. 77 dargestellten Spannungsverläufe für Faserverbund- und Linerschicht. Die Berechnung der Brandbekämpfung wird nur für den oberen Temperaturbereich von 250 °C, bei mittlerer Belastung des Atemschutzgeräteträgers, vorgenommen. Hier zeigt der „Worst-Case“ Schädigungsansatz die höchsten Spannungsverschiebungen (siehe Tabelle 8). Der Atemlufteinsatz bei Umgebungstemperaturen von -40 °C und 45 °C (bei Fülltemperaturen von 10 °C und 30 °C, siehe Kapitel 3.1.4, Seite 43) wurde mit den Nummern 5 und 6, der Brandeinsatz (250 °C, Fülltemperaturen 30 °C) mit der Nummer 7 und die nach einer Schädigung durchgeführte Brandbekämpfung (siehe Tabelle 8) mit der Nummer 8 bezeichnet. Die Abschnitte der Belastungszyklen (I), (II) und (III) sind im unteren Bereich der Abb. rot markiert. Die Zeitabschnitte (III, Entleerung) wurden verkürzt dargestellt, um eine grafische Darstellung zu ermöglichen.

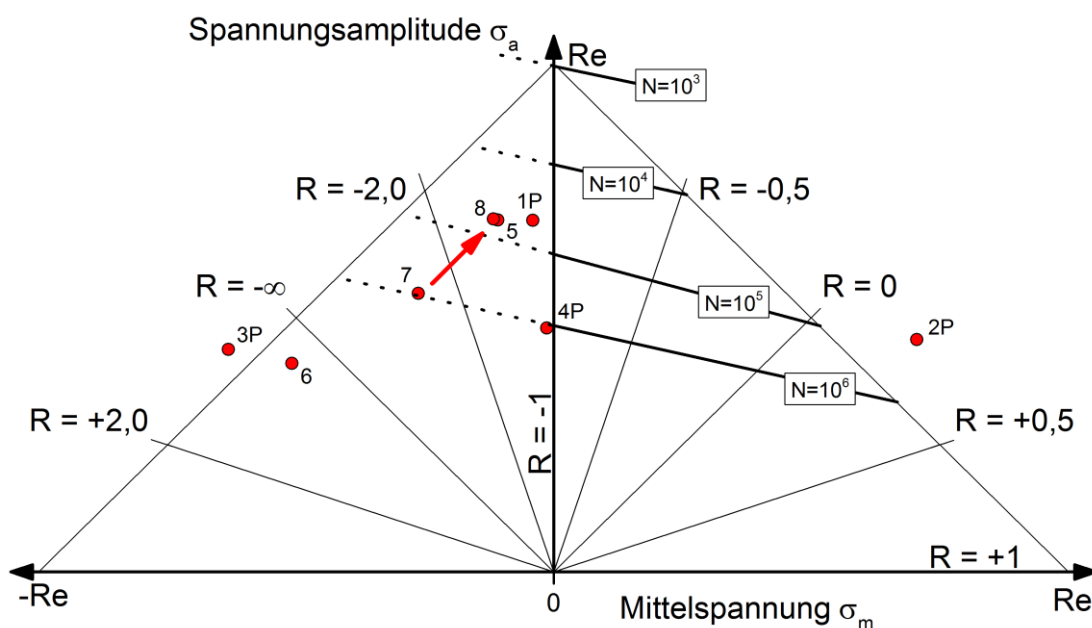


**Abb. 77: Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners während eines Betriebszyklus im Atemlufteinsatz und bei der Brandbekämpfung**

Am Lastzyklus des Atemlufteinsatzes (Nummern 5 und 6) zeigt sich erneut die hohe Temperaturempfindlichkeit des Aluminium-Liners. Im Temperaturintervall von -40 °C bis

45 °C schwankt der obere Spitzenwert der Spannungsamplitude um bis zu 200 MPa. Bei der Brandbekämpfung (Nummer 7) bewirkt das komplexe Temperatur-Druckverhalten in Verbindung mit dem maximalen Schädigungsansatz während der Einsatzphase (II) ein annähernd konstantes Spannungsniveau zwischen 50 MPa und 100 MPa. Hier werden die irreversiblen Schädigungen induziert, die sich auf die nächsten Einsätze der Atemluftflasche auswirken. Dies zeigt der Lastzyklus mit der Nummer 8. Bei Annahme des maximalen Schädigungsansatzes verschiebt sich das Spannungsniveau des Liners in die positive, das des Faserverbundwerkstoffs in negative Richtung. Diese Verschiebungen werden mit roten Pfeilen angedeutet.

Mit einer Übertragung der Liner-Beanspruchungszyklen in ein Haigh-Diagramm ergibt sich Abb. 78. Auch hier wurden für den Liner zunächst die Vergleichsspannungen nach von Mises (siehe Gl. 6.1) berechnet. Für einen direkten Vergleich mit den Zulassungsprüfungen wurden die charakteristischen Punkte der Lastwechseltests gemäß Norm DIN EN 12245 [9] (Punkte 1P bis 4P, siehe Abb. 70) hinzugefügt. Die charakteristischen Linien des untersuchten Liners (AA6061 – T6) wurden mit Wöhler-Daten aus [57] erstellt (siehe Kapitel 6.3.2).



**Abb. 78: Auswirkungen thermischer Betriebslasten auf die ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners im Haigh-Diagramm**

Die Punkte 5 und 6 repräsentieren den Atemlufteinsatz bei Umgebungstemperaturen von -40 und 45 °C. Dabei repräsentiert Punkt 5 eine Füllprozedur unter Raumtemperatur bei nachfolgender Einsatztemperatur von -40 °C. Diese für den Atemlufteinsatz sehr geringe Temperatur ist theoretisch denkbar, aber einsatztechnisch wohl kaum realisierbar.

Mit der Nutzung der Atemluftflasche im oberen Temperaturniveau der Brandbekämpfung (250 °C, mittlere Belastung des Atemschutzgeräteträgers, Expositionszeit 10 Minuten) ergibt sich Punkt 7. Mit der Annahme des thermischen „Worst-Case“-Schädigungsansatzes verschieben sich die ertragbaren Lastwechsel des Liners in Richtung Punkt 8. Der tendenzielle Schädigungsverlauf wird mit einem roten Pfeil dargestellt. Punkt 8 stellt somit den maximal zu erwartenden Schädigungszustand dar. Das Spannungsniveau der Lastwechselprüfung (1a) gemäß DIN EN 12245 [9] wird trotz Annahme eines „Worst-Case“-Schädigungsverhaltens nicht erreicht, aber angenähert.

## **6.4 Grenzwertanalysen**

In den nachfolgenden Abschnitten werden Grenzwertanalysen durchgeführt, um sicherheitsrelevante Erkenntnisse aus den in Kapitel 6.1 bis 6.3 durchgeführten Analysen zu gewinnen. In Abschnitt 6.4.1 wird die Materialerwärmung der untersuchten Typ-III-Atemluftflasche unter verschiedenen Einsatzbedingungen des Brandeinsatzes analysiert. In Abschnitt 6.4.2 erfolgt eine Betriebsfestigkeitsanalyse, um die Plausibilität der in dieser Arbeit entwickelten Schädigungsansätze zu untersuchen.

### **6.4.1 Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche**

Nachfolgend wird das Kurzzeit-Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung untersucht. Ziel ist es, Materialschichten im Faserverbundwerkstoff zu identifizieren, die bei bestimmten Umgebungstemperaturen sicherheitsrelevante Temperaturen erreichen. Die Untersuchungen basieren auf den Berechnungen der Materialtemperaturen, die in Kapitel 3.2 und 3.3 beschrieben sind. Bei der Modellierung des Hybridmodellbehälters in Kapitel 5 wurde die Faserverbundschicht der Typ-III-Atemluftflasche in idealisierte Einzelschichten unterteilt. Diese Darstellung wird nachfolgend genutzt. Dabei steht jede Schicht für eine Materialdicke von 0,3 mm. Der Index „k“ dient als Laufvariable für die Faserverbundschichten des Behälters.

Das Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche wurde im Rahmen dieser Arbeit unter folgenden Strahlungsexpositionsleistungen untersucht:

2 kW/m <sup>2</sup>	≈ 70 °C [11]
4 kW/m <sup>2</sup>	≈ 130 °C (Brandbekämpfung, untere Temperaturgrenze) [10 und 11]
6 kW/m <sup>2</sup>	≈ 180 °C [11]
7,4 kW/m <sup>2</sup>	≈ 250 °C (Brandbekämpfung, obere Temperaturgrenze) [10 und 11]

Für die untersuchte Typ-III-Atemluftflasche sind gemäß der Zulassungsnorm und der Festigkeitseigenschaften folgende charakteristische Materialtemperaturen von Bedeutung:

$T_k \geq 65 \text{ °C}$  (rotes Viereck)

obere Zulassungstemperatur gemäß DIN EN 12245 [9]

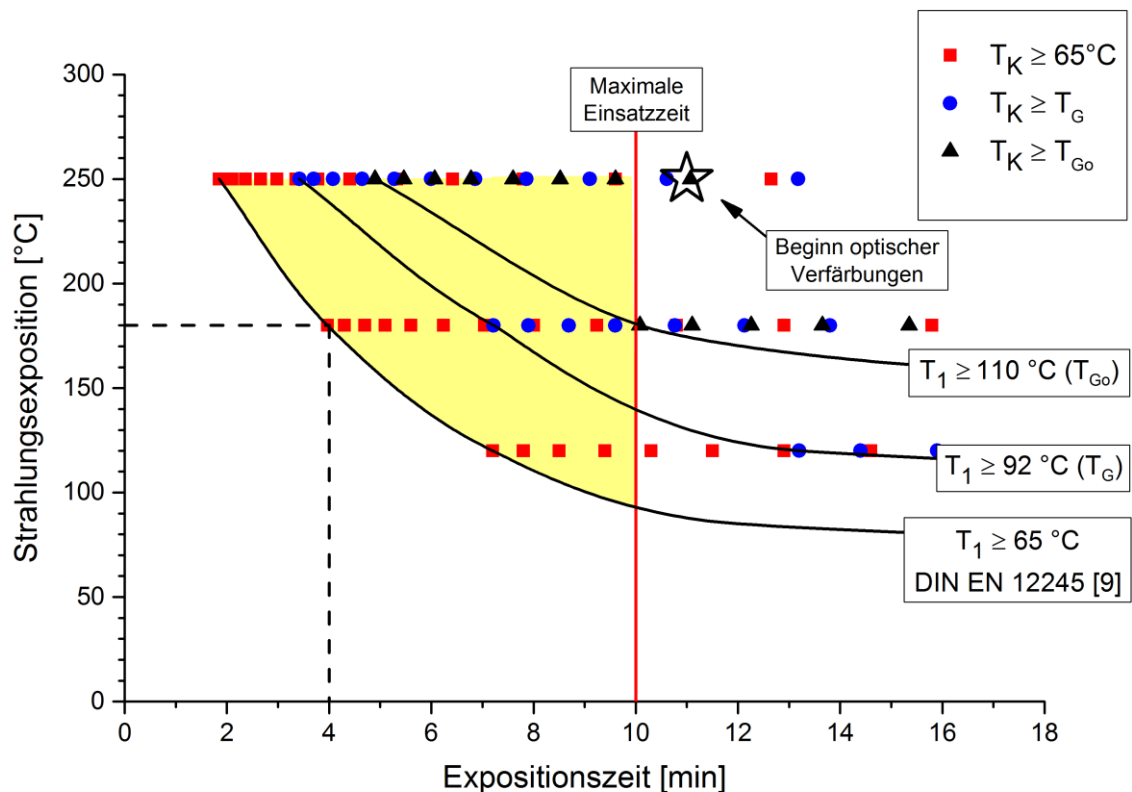
$T_k \geq 92 \text{ °C}$  (blauer Kreis)

$T_G$  : Glasübergangstemperatur des Harzes (siehe Kapitel 4.1)

$T_k \geq 110 \text{ °C}$  (schwarzes Dreieck)

$T_{Go}$  : obere Grenze des Glasübergangsbereichs, bei dem die Harzeigenschaften vollständig abgebaut sind (siehe Kapitel 4.1)

In Abb. 79 wird dargestellt, wie sich die einzelnen Faserverbundschichten bei der Brandbekämpfung in Abhängigkeit der Expositionszeit und Strahlungsleistung erwärmen. Für jede Faserlage, die einen der charakteristischen Temperaturwerte erreicht ( $65 \text{ °C}$ ,  $T_G$ ,  $T_{Go}$ ), wurde eine entsprechende Markierung erstellt. Die Zwischenräume der Markierungen repräsentieren somit eine Schichttiefe von  $0,3 \text{ mm}$ . Über die Interpolation der jeweils ersten Temperaturüberschreitungen ist es möglich, das Erwärmungsverhalten der untersuchten Typ-III-Atemluftflasche in einem Temperaturbereich von  $70$  bis  $250 \text{ °C}$  darzustellen.



**Abb. 79: Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche in Abhängigkeit der Strahlungsexposition und Expositionszeit**

Wird in Abb. 79 eine Strahlungsexposition von  $6 \text{ kW/m}^2 \approx 180 \text{ °C}$  [11] betrachtet, erreicht die erste Lage der Faserverbundschicht nach einer Expositionszeit von ca. 4 Minuten die Temperatur von  $T_1 = 65 \text{ °C}$ . Diese Faserlage (rotes Viereck) ist mit gestrichelten Linien markiert. Jede weitere horizontale rote Markierung steht für eine weitere Faserlage, die diese Temperatur erreicht. Bei dieser Strahlungsexposition und einer Expositionszeit von 10 Minuten erreichen bzw. überschreiten folglich 9 Faserlagen der untersuchten Typ-III-Atemluftflasche die  $65 \text{ °C}$ -Temperaturgrenze. Das entspricht einer Materialtiefe von ca. 2,7 mm. Analog erfolgt die Vorgehensweise für die Glastemperatur (blauer Kreis) und den oberen Glasübergangsbereich (schwarzes Viereck).

Der maximale Temperaturbereich der Atemluftflasche liegt gemäß Zulassungsnorm DIN EN 12245 [9] unterhalb der  $65 \text{ °C}$ -Linie. Aus dem Schnittpunkt der  $65 \text{ °C}$  Linie und der Linie für die maximale Einsatzzeit (10 Minuten) eröffnet sich ein Temperatur-Zeit-Bereich, der für den Anwendungsfall der Brandbekämpfung prüftechnisch nicht erfasst wird. Dieser Bereich ist mit einer gelben Farbe unterlegt. Der schwarze Stern markiert den Zeitpunkt, ab dem die Behälteroberfläche im Versuch deutliche Verfärbungen gezeigt hat. Zu diesem Zeitpunkt hätte eine optische Begutachtung möglicherweise zu einer Aussonderung der Atemluftflasche geführt. Hieraus geht eindeutig hervor, dass Schädigungsmechanismen innerhalb des Faserverbundwerkstoffs auftreten können, bevor es zu einer optischen Auffälligkeit an der Atemluftflasche kommt. Diese Schädigungen sind nicht mit einer optischen Begutachtung zu erfassen.

#### **6.4.2 Betriebsfestigkeitsanalyse**

Derzeitig erfolgt die Beurteilung eines Typ-III-Hybridbehälters anhand von standardisierten Berst- und Lastwechseltests. Außer der zerstörenden Prüfung gibt es bis dato keine Prüfmethode, die in der Lage ist, den Degradationsstatus eines Hybridbehälters zu quantifizieren. In den Zulassungsprüfungen werden die getesteten Prüfmuster über ein „Ja-Nein“-Kriterium bewertet, das bei Überschreitung eines statischen bzw. dynamischen Grenzwertes erfüllt ist. Zudem wird die Lastwechselprüfung üblicherweise bei Erreichen der geforderten Lastwechselzahl abgebrochen. Diese Vorgehensweise ist aus Kostengründen durchaus nachvollziehbar, sie bringt jedoch keine Erkenntnisse über die wirkliche Lastwechselfestigkeit des Behälters. Um mit den bisher möglichen Prüfmethoden dennoch sicherheitstechnische Aussagen über eine Behälterpopulation treffen zu können, wurde von Mair et al. in [51] ein probabilistischer Ansatz entwickelt. Dieses Verfahren wird genutzt, um über das Streuverhalten bei statischer und zyklischer Beanspruchung die Überlebenswahrscheinlichkeit einer Stichprobe abzuschätzen. Für nähere Details zu diesem Ansatz sei auf [128] verwiesen.

Ein Teil dieses Ansatzes wird nachfolgend genutzt, um einzuschätzen, ob sich das Degradationsverhalten der in Kapitel 4.3 (siehe Seite 69) gezeigten Prüfergebnisse durch die in dieser Arbeit entwickelten Schädigungsansätze erklären lässt. Es wurden insgesamt 90 Typ-III-Atemluftflaschen, die nach 15 Jahren im Feuerwehrbetrieb ausgesondert wurden, bis zum Versagen getestet. Dabei erfolgte eine Aufteilung in zwei Stichproben (50 Berst- und 40 Lastwechseltests). In den dargestellten Versuchsauswertungen (siehe Abb. 48, Seite 70 und Abb. 49, Seite 71) zeigten sich in jeder Stichprobe Ausreißer, die im Vergleich zu den restlichen Prüfmustern deutlich geringere statische bzw. zyklische Festigkeiten aufwiesen. Diese Prüfmuster wurden gemäß [129] in separate Ausreißergruppen zusammengefasst und bewertet. Für die Haupt- und Ausreißergruppen wurden nachfolgend dargestellte Eigenschaften ermittelt:

Hauptgruppe Bersttest:

Mittelwert:  $m_{pB,HG} = 111,83 \text{ MPa}$  (6.2)

Ausreißergruppe Bersttest:

Mittelwert:  $m_{pB,AG} = 102,95 \text{ MPa} = 0,92 * m_{pB,HG}$  (6.3)

Hauptgruppe LW-Test:

Mittelwert:  $N_{50\%,HG} = 9948 \text{ Lastwechsel}$  (6.4)

Ausreißergruppe LW-Test:

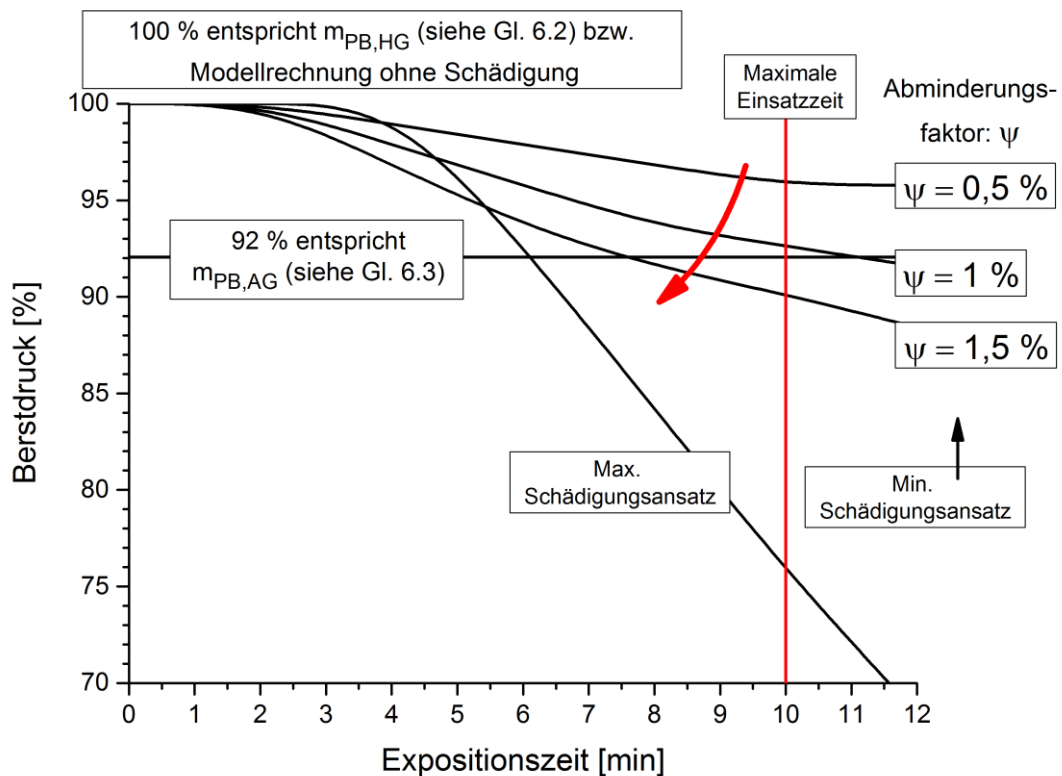
Mittelwert:  $N_{50\%,AG} = 2862 \text{ Lastwechsel}$  (6.5)

In visuellen Untersuchungen aller Prüfmuster vor und nach den Tests sowie in computertomografischen Untersuchungen (in Kooperation mit dem Hersteller, vertraulich) einzelner Stichproben konnten keine Auffälligkeiten entdeckt werden, die auf eine mechanische Vorschädigung schließen lassen. Geht man davon aus, dass beide Ausreißergruppen durch extreme thermische Belastungen hervorgerufen wurden, müsste sich dieser Zusammenhang aus den Schädigungsansätzen in der Modellrechnung ableiten lassen (siehe Kapitel 5.3, Seite 89). Somit wäre die Plausibilität einer irreversiblen thermischen Schädigung gegeben. Es wurden zwei Schädigungsansätze angenommen. Dabei beschreibt die Minimalschädigung bei Überschreitung der oberen Grenze des Glasübergangsbereichs ( $T_k \geq T_{Go}$ ) den Verlust der Faservorspannung sowie bei Überschreitung des unteren Glasübergangsbereichs eine Degradation der Schichtfestigkeiten ( $T_k \geq T_{Gu}$ ). Bei der Maximalschädigung „Worst-Case“ wird von einem kompletten Tragfähigkeitsverlust der betroffenen Schichten ( $T_k \geq T_{Go}$ ) ausgegangen.

Abb. 80 zeigt das aus den Schädigungsansätzen berechnete statische Degradationsverhalten der untersuchten Typ-III-Atemluftflasche unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C, mittlere Belastung des AGT) und steigender



Expositionszeit. Dies entspricht der größtmöglichen Temperaturbelastung im Brandeinsatz (siehe Kapitel 6.1, Seite 96). Der Verlust der statischen Festigkeit wird dabei als Berstdruckverlust beschrieben. Ein Berstdruck von 100 % entspricht der statischen Festigkeit der ungeschädigten Atemluftflasche. Den Schädigungsansätzen wurde der Mittelwert der Bersttest-Ausreißergruppe ( $m_{pB,AG} = 0,92 * m_{pB,HG}$ , siehe Gleichung 6.3) als schwarze horizontale Linie gegenübergestellt. Hierbei wurde wiederum der Berstdruck-Mittelwert der Hauptgruppe ( $m_{pB,HG}$ , siehe Gleichung 6.2) als Vergleichswert von 100 % angenommen.

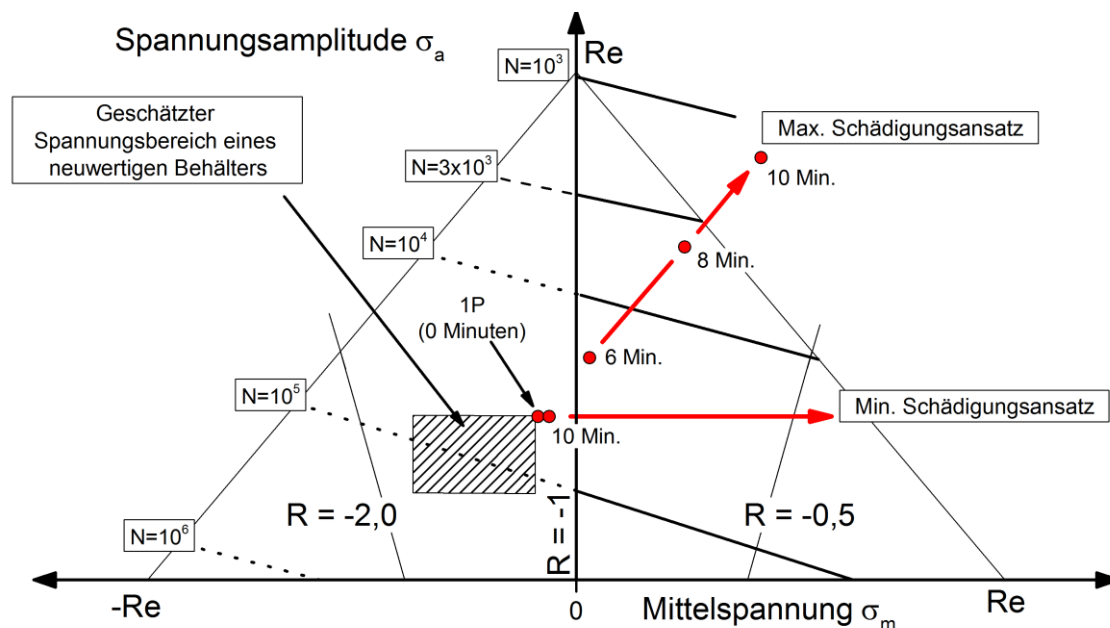


**Abb. 80: Berstdruckverlust einer Typ-III-Atemluftflasche durch thermische Schädigungsansätze im Vergleich zu Haupt- und Nebengruppe der 50 Bersttests**

Wie in Abb. 80 zu erkennen ist, führen beide Schädigungsansätze bei fortschreitender Erwärmung, infolge zunehmender Expositionszeit, zu einer Degradation des Berstdrucks. Die höchsten Materialtemperaturen sind bei einer Expositionszeit von 10 Minuten zu erwarten. Bei steigendem Degradationsfaktor  $\psi = 0,5\%$  bis  $1,5\%$  verringert sich der Berstdruck, bis die maximale Degradation durch einen Komplettausfall der Faserlagen erreicht wird. Der rote Pfeil beschreibt diesen Verlauf. Hieran ist zu erkennen, dass in einer „Worst-Case“-Betrachtung des Brandeinsatzes ( $250\text{ °C}$ ) mit einem thermisch bedingten Berstdruckverlust von maximal 25 % zu rechnen ist. Das Berstdruckniveau der Ausreißergruppe  $m_{pB,AG}$  von 92 % wird von dem minimalen Schädigungsansatz mit einem Abinderungsfaktor von  $\psi = 1\%$  innerhalb von 10 Minuten erreicht. Im Brandeinsatz kann

somit ein thermisch bedingter Festigkeitsverlust einzelner Faserschichten nicht ausgeschlossen werden.

Zur Untersuchung der zyklischen Degradation werden nachfolgend die Auswirkungen der thermischen Schädigungsansätze mit den Ergebnissen der Lastwechseltests  $N_{50\%,HG}$  und  $N_{50\%,AG}$  (siehe Gl. 6.4 und 6.5) verglichen. Die Modellrechnung erfolgte ebenfalls unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C, mittlere Belastung des AGT) und einer maximalen Expositionszeit von 10 Minuten, was einer größtmöglichen Temperaturbelastung entspricht (siehe Kapitel 6.1, Seite 96). Die Lastwechseltests an den Typ-III-Atemluftflaschen erfolgten unter Prüfbedingungen (siehe Kapitel 6.3.2, Abb. 70, Punkt 1P, Seite 110). Um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten erfolgten die Modellrechnungen ebenfalls unter Prüfbedingungen. Dabei wurde in einem ersten Schritt die Schädigung zu einer bestimmten Expositionszeit ermittelt und anschließend ein Lastwechselzyklus mit dem zuvor ermittelten Schädigungszustand berechnet. Abb. 81 stellt die berechneten Beanspruchungen des Liners in einem Haigh-Diagramm dar. Dabei repräsentiert jeder rote Punkt einen Lastwechselzyklus nach einer definierten Expositionszeit.



**Abb. 81: Verlauf der ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners in Abhängigkeit von den Schädigungsansätzen**

Punkt 1P zeigt die ertragbaren Lastwechselzahlen des Modellbehälters mit dem Eigenspannungszustand, der an den 15 Jahre alten Atemluftflaschen in Kapitel 4.2 ermittelt wurde. Die ertragbaren Lastwechselzahlen für neuwertige Atemluftflaschen sind nicht bekannt, können aber in dem schwarz gestrichelten Kästchen angenommen werden.

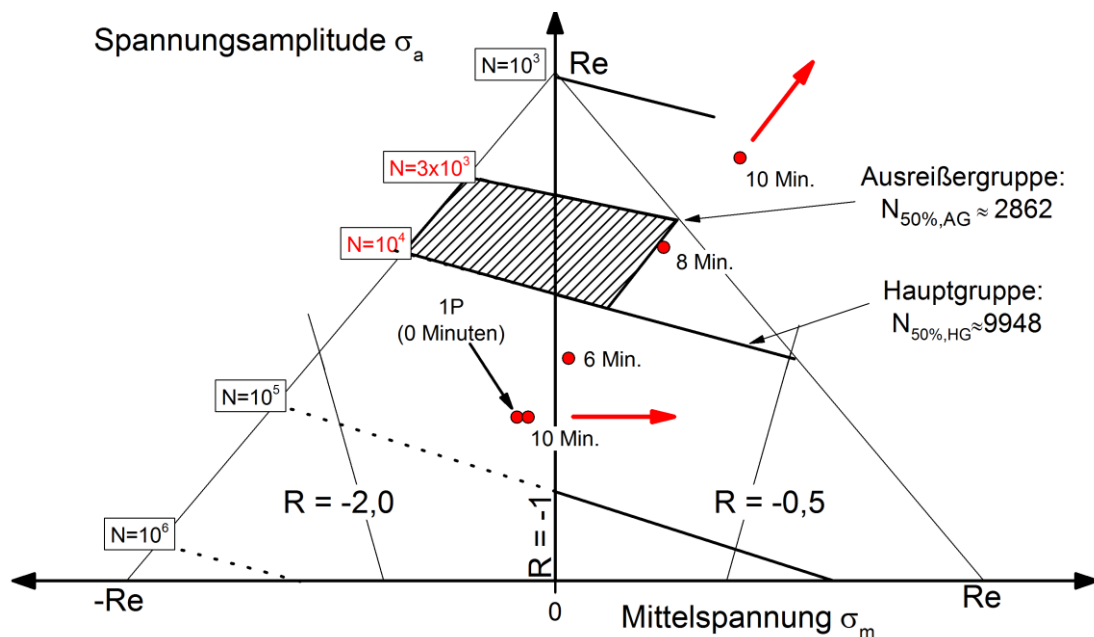
Hieran ist zu erkennen, dass geringe Spannungsverschiebungen, besonders am Anfang der Nutzungszeit, hohe Lastwechseleinbußen zur Folge haben.

Die roten Pfeile in Abb. 81 zeigen die Richtung der Spannungsverschiebungen und somit die Veränderung der ertragbaren Lastwechselzahlen, die aus beiden Schädigungsansätzen bei fortschreitender Expositionszeit im Brandeinsatz berechnet wurden. Es ist deutlich zu erkennen, dass sich die Spannungszustände mit zunehmender Expositionszeit verschieben. Der waagerechte rote Pfeil beschreibt die Richtung der Spannungsverschiebung unter Annahme des minimalen Schädigungsansatzes. Der Verlust der Faservorspannung einzelner Schichten führt zu einem geringfügigen Abbau des Eigenspannungszustandes und nach zehnminütiger Belastungszeit zu Punkt „10 Min.“. Mit der „Worst-Case“-Annahme verläuft die Spannungsverschiebung in Richtung des schräg nach rechts oben verlaufenden roten Pfeiles. Der Verlust tragender Faserschichten führt zu einer unmittelbaren Spannungsverlagerung auf den Liner. Hieran zeigt sich, dass die zyklische Beanspruchung des Liners äußerst empfindlich auf eine thermische Schädigung des Faserverbundwerkstoffs reagiert. Ab einer Expositionszeit zwischen 8 und 9 Minuten, überschreitet die Spannungsamplitude die Zugfließgrenze des Liners.

Ein Vergleich der Spannungszustände aus Modellrechnung und Lastwechselversuchen zeigt Abb. 82. Die 37 Prüfmuster der Hauptgruppe  $N_{50\%,HG}$  (siehe Gl. 6.4) versagten während der Lastwechselversuche im Mittel nach 9948 Lastwechseln. Die 3 Ausreißer  $N_{50\%,AG}$  (siehe Gl. 6.5) wiesen im Mittel eine verringerte Lastwechselzahl von 2862 Lastwechseln auf. Im Haigh-Diagramm sind die zugehörigen Lastwechsellinien mit roter Schrift gekennzeichnet. Werden die ertragbaren Lastwechselzahlen aus Modellrechnung und Hauptgruppe  $N_{50\%,HG}$  verglichen, ist zu erkennen, dass das Hybridbehältermodell einen höheren Spannungszustand berechnet und somit höhere ertragbare Lastwechselzahlen resultieren. Diese Überbewertung des Spannungszustandes wird auch in [35] beschrieben und ist darauf zurückzuführen, dass das Hybridmodell von einem fehlerfreien und perfekt hergestellten Faserverbundwerkstoff ausgeht. Ebenso werden keine Imperfektionen, Kriech- oder Relaxationsprozesse einbezogen. Dies führt tendenziell zu höheren Steifigkeiten in der Modellrechnung.

Aus den Lastwechselzahlen der Haupt- und Ausreißergruppe kann der Spannungszustand der geprüften Typ-III-Atemluftflaschen nicht ermittelt werden. Deshalb ist es nicht möglich einen definierten Punkt auf den beiden gekennzeichneten Lastwechsellinien festzulegen. Der Degradationsverlauf muss jedoch zwischen beiden Lastwechsellinien liegen. Ein direkter Vergleich der Lastwechselzahlen zwischen

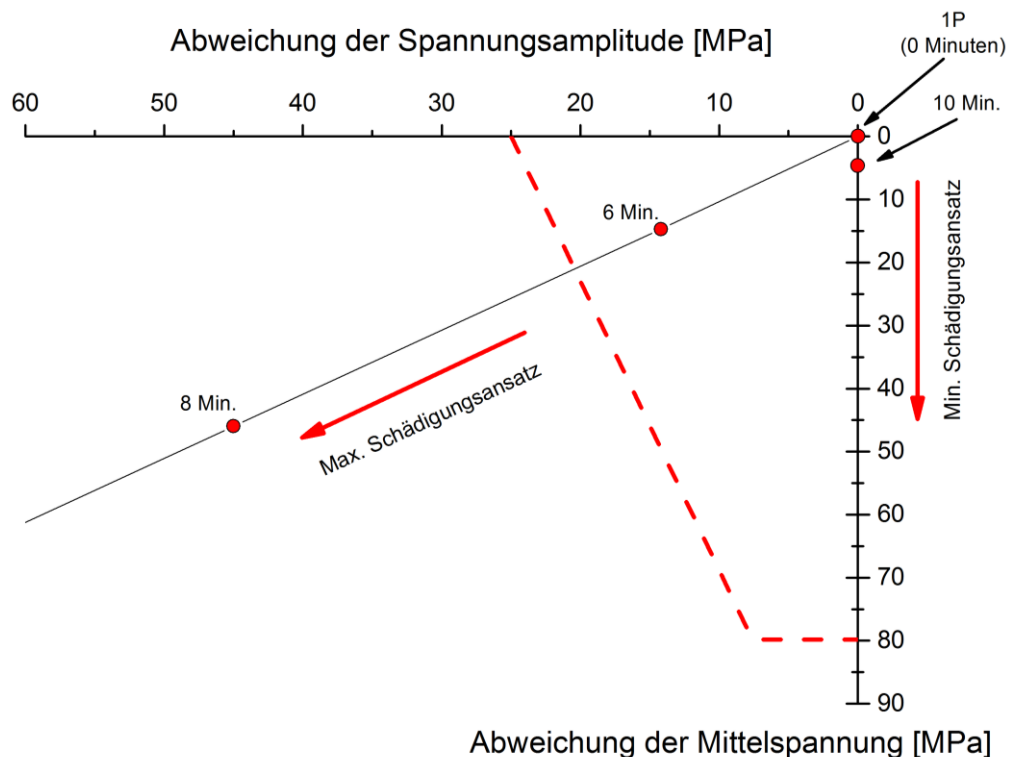
Versuchsdaten und Modellrechnung ist nicht sinnvoll, da kein linearer Zusammenhang besteht. Jedoch können die Verschiebungsdifferenzen der Spannungszustände gegenübergestellt werden.



**Abb. 82: Ertragbare Lastwechselzahlen von Haupt- und Nebengruppe der Lastwechselversuche**

Wird in Abb. 82 das grau gestrichelte Degradationsfeld angenommen, in dem die Spannungsverschiebungen von der Hauptgruppe zur Nebengruppe stattgefunden haben müssen, können alle möglichen Verschiebungskombinationen von Spannungsamplitude und Mittelspannung in einem Diagramm zusammengefasst werden. Es ergibt sich Abb. 83. Die rote gestrichelte Linie zeigt dabei die maximalen Verschiebungsdifferenzen, die bei der Betrachtung aller Verschiebungskombinationen möglich wären. Werden nun die Spannungsverschiebungen der Modellrechnungen hinzugefügt, ergeben sich die dargestellten Degradationsverläufe für den minimalen und maximalen Schädigungsansatz. Die mit roten Punkten dargestellten Zeitpunkte stehen für die jeweilige Expositionszeit. Die roten Pfeile zeigen die Richtung des jeweiligen Schädigungsverlaufs. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Auswirkungen des minimalen Schädigungsansatzes (Faservorspannungsverlust) nicht ausreichen, um das im Versuch ermittelte Schädigungsverhalten abzubilden. Ausschließlich der Tragverlust einzelner Faserschichten kann zu den dargestellten Spannungsverschiebungen führen. Wird angenommen, dass nur ein Teil der thermisch überbelasteten Faserstränge ihre Tragfähigkeit unter Betriebsbedingungen verlieren oder die thermischen Belastungen geringer ausfallen, lassen sich die ermittelten Lastwechselverluste der Ausreißergruppe

durchaus plausibel erklären. Ein dynamischer Festigkeitsverlust durch thermische Einwirkungen kann für den Brandeinsatz somit ebenfalls nicht ausgeschlossen werden.



**Abb. 83: Degradationsfeld der Lastwechsellastergebnisse im Vergleich zu den Schädigungsansätzen**

## 6.5 Sicherheitstechnische Bewertung

### 6.5.1 Bewertungsgrundlage

Die Nutzung von Druckbehältern ist eine konsequenzbehaftete Technologie, in der ein Schadensfall weitreichende Konsequenzen für Gesundheit und Leben haben kann. Deshalb sind im europäischen Wirtschaftsraum staatliche Sicherheitsstandards definiert, bei deren Einhaltung ein rechtlich als akzeptabel anzusehendes Risiko angenommen werden kann. Für Typ-III-Hybridbehälter erfolgt dies über die Vorgabe von Zulassungsregularien, die anwendungs- und materialbezogen bestimmte Grenzwerte in der statischen und dynamischen Festigkeit fabrikneuer Behälter festlegen. Diese Grenzwerte werden in der sicherheitstechnischen Bewertung dieser Arbeit als Bewertungsgrundlage herangezogen.

Der Nachweis der statischen Festigkeit erfolgt über den standardisierten Bersttest. Da die hochfesten Kohlenstofffasern das statische Verhalten des Behälters maßgeblich dominieren, lassen sich mit dieser Testprozedur Aussagen über die Integrität des Faserverbundwerkstoffs ableiten. Die Prüfung gilt als bestanden, wenn der Berstdruck

über einem definierten Mindestwert liegt. Die Bewertung der dynamischen Festigkeit erfolgt hingegen über den Lastwechseltest. Diese Testprozedur überprüft die Integrität des Liners, da dieser die Lastwechselgrenze maßgeblich bestimmt. Die Lastwechselfestigkeit gilt dabei als hinreichend, wenn eine definierte Lastwechselzahl ohne Leckage oder Versagen ertragen wird.

Um eine thermische Beständigkeit nachzuweisen, werden die Tests generell durch Temperaturprüfungen ergänzt. Dabei soll eine Wärmebeständigkeit in den zu erwartenden Temperaturbereichen nachgewiesen werden. Für die statische Festigkeit erfolgt dies über den Bersttest bei Extremtemperaturen und über thermische Vorkonditionierungen, in denen die Behälter der anzunehmenden Maximaltemperatur über einen definierten Zeitraum unter Last ausgesetzt werden. Der Nachweis der thermischen Lastwechselfestigkeit erfolgt in einer kombinierten Prüfprozedur. Dabei werden die Prüflinge unter Maximal-, Minimal- sowie bei Raumtemperaturen einer bestimmten Anzahl von Lastwechseln ausgesetzt und abschließend einem Bersttest unterzogen. Mit jeder dieser Prüfprozeduren wird im Hybridbehälter ein bestimmtes Beanspruchungsverhalten induziert, das letztendlich die zu erwartenden Betriebsbeanspruchungen möglichst vollständig abbilden soll. Zugleich legen die Temperaturbereiche der Zulassungsprüfungen den thermischen Auslegungsbereich der Behälter verbindlich fest. Dies ist im Einsatz von Faserverbundwerkstoffen von besonderer Bedeutung, da der Glasübergangsbereich des Harzes die thermische Einsatzgrenze der Behälter darstellt.

Für eine sicherheitstechnische Bewertung müssen im Kontext dieser Arbeit folglich zwei voneinander unabhängige Zusammenhänge betrachtet werden. Zum einen stellt sich die Frage, ob die Temperaturbereiche der Zulassungsprüfungen die thermischen Betriebsbedingungen von Hybridbehältern ausreichend abbilden. Diese Thematik wird in Kapitel 6.5.2 diskutiert und bewertet. Aus der Beantwortung dieser Frage lassen sich jedoch keine sicherheitstechnischen Aussagen über das Beanspruchungsverhalten im Typ-III-Hybridbehälter ableiten. Hierfür ist es notwendig, die Materialbeanspruchungen, die aus den Betriebsbedingungen resultieren, mit denen der Zulassungskriterien zu vergleichen. Stellt sich dabei heraus, dass die Beanspruchungen im Betrieb die normativen Prüfkriterien überschreiten, werden für diese Belastungen keine adäquaten Sicherheitsnachweise mehr abgeprüft. Aus dieser Erkenntnis müssen entsprechende Maßnahmen abgeleitet werden. Die Bewertung dieser Zusammenhänge erfolgt in den Kapiteln 6.5.3 und 6.5.4. Bei den nachfolgenden Sicherheitsbetrachtungen ist zu beachten, dass die thermischen Versuche und die Modellbildung in dieser Arbeit an

einem bestimmten Baumuster einer Typ-III-Atemluftflasche durchgeführt bzw. abgeleitet worden sind. Die Bewertung ist somit nur bedingt auf andere Baumuster übertragbar.

### **6.5.2 Thermische Betriebsbelastungen von Typ-III-Hybridbehältern**

Typ-III-Hybridbehälter werden heutzutage in vielen Anwendungsbereichen eingesetzt und erfüllen hier unterschiedlichste Aufgaben. Aufgrund der Komplexität der gesetzlichen Vorschriften wurden in dieser Arbeit sechs repräsentative Anwendungsbereiche analysiert, anhand derer die Entwicklung der thermischen Betriebsbelastungen auf den Typ-III-Hybridbehälter beleuchtet wurde. Es handelt sich hierbei um:

- Gastransport im Landverkehr
- Automotivbereich (Wasserstoffantrieb, gasförmig)
- Atemluftflasche (AF)
- Brandbekämpfung
- Füllvorgang (AF, Wasserstoff).
- Entleerungsvorgang (AF, Wasserstoff)

Im Folgenden werden die Besonderheiten der einzelnen Anwendungsbereiche den anzuwendenden Zulassungsregularien gegenübergestellt. Im Anschluss erfolgt eine Bewertung der thermischen Zusammenhänge.

Ursprünglich wurden Druckbehälter für den Gastransport hergestellt, und sie werden natürlich auch heute noch für diesen Verwendungszweck eingesetzt. Der Transport der Behälter erfolgt überwiegend in Trailerfahrzeugen. Somit sind sie ausschließlich den klimatischen Umgebungstemperaturen ausgesetzt. Für den Betrieb der Typ-III-Hybridbehälter im Gastransport können folglich die Temperaturen angenommen werden, die innerhalb Europas zu erwarten sind. Diese liegen zwischen  $-40\text{ °C}$  in Jokkmokk (Schweden) und  $45\text{ °C}$  in Athen (Griechenland) [35]. Da sich die Behälter während der Nutzung an die Umgebungstemperaturen anpassen, können die annähernd homogenen Materialtemperaturen aus den Klimabedingungen abgeleitet werden. Schnelle Temperaturänderungen sind nicht zu erwarten. Dieses Betriebsverhalten wird in dieser Arbeit als thermische Langzeitbelastung bezeichnet. Für Typ-III-Hybridbehälter, die für den Gastransport eingesetzt werden, liegen die Regelungen der Zulassungsanforderungen im Gefahrgutrecht. Dies erfolgt über verpflichtende Verweise auf mandatierte und harmonisierte Normen. Die Prüftemperaturbereiche liegen einheitlich zwischen  $-40$  und  $65\text{ °C}$  (siehe Kapitel 2.1, Seite 6), wobei die Behälter unter stabilisierten Temperaturen geprüft werden. Füll- und Entleerungsvorgänge im Gastransport haben aufgrund der hohen Füllvolumina keine thermische Relevanz. Für diesen Bereich bilden

die Zulassungsprüfungen die Betriebstemperaturen und deren charakteristisches thermisches Langzeitverhalten ausreichend ab.

Durch die Entwicklung immer leichterer Behälter und die Realisierung immer höherer Betriebsdrücke werden Typ-III-Hybridbehälter immer häufiger im Automotivbereich als Wasserstoffspeicher eingesetzt. Die Behälter sind hier ebenfalls hauptsächlich einer thermischen Langzeitbelastung unterworfen; jedoch können in einem Fahrzeug höhere Temperaturen auftreten. Die Temperaturen liegen hier in einem Bereich zwischen -40 bis 65 °C (siehe Kapitel 3.1.2, Seite 37). Bei einem schnellen Wasserstoff-Füllvorgang („fast filling process“) kann sich der Typ-III-Hybridbehälter bis auf 85 °C erwärmen (siehe Kapitel 3.1.4, Seite 43). Diese kurzzeitigen Erwärmungen führen im Behältermaterial zu instationären Temperaturzuständen bei gleichzeitig schnellen Betriebsdruckveränderungen. Dieses Betriebsverhalten wird in dieser Arbeit als thermische Kurzzeitbelastung bezeichnet. Mit der Nutzung der Behälter im Automotivbereich hat sich somit das thermische Belastungsspektrum auf -40 °C bis 85 °C erweitert. Aufgrund der hohen sicherheitstechnischen Relevanz bei der Verwendung von Wasserstoff wurden angepasste Zulassungsnormen und Verordnungen eingeführt, um die anwendungsspezifischen Besonderheiten normativ zu berücksichtigen. Die Prüftemperaturbereiche wurden mit -40 °C bis 85 °C auf die zu erwartenden thermischen Betriebsbelastungen erweitert und somit ausreichend angepasst.

In den letzten zwei Jahrzehnten haben reduzierte Material- und Herstellungskosten dazu geführt, dass der Typ-III-Hybridbehälter für weitere Anwendungssparten an Attraktivität gewonnen hat. So wird dieser seit ca. zwanzig Jahren als Atemluftflasche eingesetzt. Da Atemluftflaschen unter fast allen klimatischen Bedingungen Anwendung finden und der Transport in einem Fahrzeug ebenfalls möglich ist, sind die Betriebstemperaturbereiche und das Betriebsverhalten dem des Automotivbereichs mit -40 bis 65 °C gleichzusetzen (siehe Kapitel 3.1.3, Seite 38). Untersuchungen in Kapitel 3.1.4 haben gezeigt, dass bei Füll- und Entleerungsprozessen im Bereich der Atemluft diese Maximaltemperaturen nicht erreicht werden. Im Gegensatz zu den oben genannten Anwendungsbereichen ist die Atemluftflasche einer anderen gesetzlichen Regelung unterworfen. Sie wird explizit aus dem Zuständigkeitsbereich des Gefahrgutrechts ausgeschlossen und fällt in den Bereich der Druckgeräte. Hier wird davon ausgegangen, dass die Sicherheitsanforderungen mit der Anwendung geeigneter, harmonisierter Normen oder gleichwertiger Prüfungen erfüllt sind. Dabei wird dem Hersteller die freie Wahl eingeräumt. Da es derzeit für Atemluftflaschen keine speziellen Prüfnormen gibt, wird auf die Anforderungen des Gefahrgutrechts zurückgegriffen und die harmonisierte Norm DIN EN 12245 [9] für die Zulassung von Atemluftflaschen herangezogen. Die thermischen Belastungen im



normalen Betrieb der Atemluftflaschen werden von dieser Norm mit einem Temperaturbereich von -40 bis 65 °C ebenfalls ausreichend abgebildet.

Bei der Feuerwehr werden Typ-III-Hybridbehälter ebenfalls als Atemluftflasche genutzt. Sie werden jedoch regelmäßig in der Brandbekämpfung eingesetzt. In diesem Anwendungsbereich hat sich das thermische Belastungsspektrum grundlegend verändert. Hier verschiebt sich das Betriebsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche komplett in den thermischen Kurzzeitbereich (siehe Kapitel 3.1.3, Seite 38). In einer Situationsanalyse in [10] wurde für die Brandbekämpfung in einem Feuerwehreinsatz ein typisches thermisches Belastungsprofil von 130 °C bis 250 °C bei einer Expositionszeit von 10 Minuten festgelegt. Auf Basis dieser Temperaturannahmen wurden in dieser Arbeit die zu erwartenden Materialtemperaturen der Typ-III-Atemluftflasche ermittelt. Hierbei konnte gezeigt werden, dass die hohe körperliche Belastung des Atemschutzgeräteträgers zu einer starken Abkühlung innerhalb des Behälters führt (siehe Kapitel 3.1.4, Seite 43). Dies hat zur Folge, dass einerseits der temperaturempfindliche Liner gekühlt und andererseits die Erwärmung des Faserverbundwerkstoffs abgemindert werden. In Abhängigkeit der Einsatzbelastung des Atemschutzgeräteträgers liegen die resultierenden Materialtemperaturen bei -18 °C bis 5 °C im Aluminium-Liner und 80 bis 160 °C in den äußeren Lagen des Faserverbundwerkstoffs (siehe Kapitel 6.1, Seite 96). Für die Zulassung von Typ-III-Atemluftflaschen wird bis zum heutigen Tag die Norm DIN EN 12245 [9] herangezogen. Somit wird in der Brandbekämpfung die Zulassungstemperatur von 65 °C partiell um bis zu 95 °C überschritten. Da sich die Auslegung des Faserverbundwerkstoffs der Typ-III-Atemluftflasche an der oberen Zulassungstemperatur orientiert, wird die Glasübergangstemperatur des Harzes zu niedrig eingestellt. Dies konnte an einem Baumuster einer Typ-III-Atemluftflasche, die nach 15 Jahren Feuerwehrbetrieb ausgemustert wurde, gezeigt werden. Die ermittelte obere Temperaturgrenze des Harz-Glasübergangsbereichs von 110 °C (siehe Kapitel 4.1, Seite 66), bei der das Harz seine Festigkeitseigenschaften vollständig verloren hat, wurde von bis zu einem Drittel der Faserverbundschicht überschritten. Da der Temperaturbereich der Dekomposition nicht erreicht wird, nimmt das Harz nach dem Abkühlvorgang seine „ursprüngliche“ Festigkeit wieder ein. Somit gibt es keine optischen Anzeichen, an denen eine thermische Überbelastung erkannt werden kann.

Die Atemluftflasche fällt bei der Nutzung in der Brandbekämpfung zusätzlich unter die Richtlinie der Persönlichen Schutzausrüstung (PSA). Bei den thermischen Funktionsprüfungen wird das Atemschutzgerät, in das die Atemluftflasche integriert ist, thermischen Kurzzeitbelastungen bis zu 900 °C ausgesetzt (siehe Kapitel 6.2, Seite 102). Jedoch liegen hier der Hauptwärmeeintrag auf der Atemluftmaske und dem

Beatmungssystem und das Hauptaugenmerk der Prüfung auf der Bewertung der Entflammbarkeit und Funktionssicherheit dieser Komponenten. Die Atemluftflasche wird keiner weiteren Integritätsprüfung unterworfen. Für eine sicherheitstechnische Bewertung der Atemluftflaschen haben die Prüfungen der PSA somit keine Relevanz.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass der Typ-III-Hybridbehälter ausschließlich als Atemluftflasche in der Brandbekämpfung den thermischen Zulassungsbereich verlässt. Da bis dato für diesen Anwendungsfall keine passende Zulassungsnorm existiert, wird auf die Norm DIN EN 12245 [9] aus dem Gefahrgutrecht zurückgegriffen. Allein aus diesem Zusammenhang ergeben sich folgende zwei Problemstellungen:

- Das Harzsystem der Atemluftflasche ist für den Einsatz im Brandeinsatz auf eine zu geringe Temperatur ausgelegt.
- Die Atemluftflasche wird in der Brandbekämpfung eingesetzt, ohne dass für den zu erwartenden Temperaturbereich ein statischer und dynamischer Festigkeitsnachweis durchgeführt wird.

### **6.5.3 Thermisches Beanspruchungsverhalten des Typ-III-Hybridbehälters**

Die Besonderheiten im thermischen Beanspruchungsverhalten des Typ-III-Hybridbehälters ergeben sich aus der Nutzung zweier unterschiedlicher Materialien zum Hybridverbund. Beide auf Temperatureinflüsse unterschiedlich reagierende Werkstoffe befinden sich in einem Spannungsgleichgewicht und erfüllen zugleich unterschiedliche Aufgaben im Gesamtsystem. So dominiert der Faserverbundwerkstoff die statische Festigkeit des Behälters und besitzt eine geringe Lastwechselempfindlichkeit. Das Beanspruchungsverhalten des Faserverbundwerkstoffs wird innerhalb der thermischen Auslegungsgrenzen durch Temperaturänderungen nur gering beeinflusst. Dies erklärt sich durch den speziellen Aufbau und den besonderen Belastungszustand im Typ-III-Hybridbehälter. Die gewickelten, hochfesten und temperaturunempfindlichen Endlosfasern werden hauptsächlich in Faserrichtung zugbeansprucht. Hingegen begrenzt der teillasttragende Aluminium-Liner die dynamische Festigkeit und übernimmt die Dichtigkeit des Systems. Die Beanspruchungen liegen hauptsächlich im Bereich wechselnder Last. Zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit des Aluminiums wird der sog. Autofrettage-Prozess (s. Kapitel 2.2) durchgeführt. Dabei wird die Mittelspannung im Liner herabgesetzt. Die Auslastung des Faserverbundwerkstoffs erhöht sich damit nur geringfügig. Im Gegensatz zum Faserverbundwerkstoff reagiert der Liner äußerst sensibel auf Temperaturveränderungen. Unabhängig von der Temperatur des Faserverbundwerkstoffs führen steigende Temperaturen im Liner zu einer Verschiebung der

Spannungen in den Druckbereich. Bei fallendem Betriebsdruck und hohen Temperaturen kann dies sogar zu einem Überschreiten der Druckfließgrenze führen. Hingegen führen tiefe Temperaturen generell zu einer Verschiebung der Beanspruchungen in den Zugbereich.

Durch die überhöhte thermische Belastung während der Brandbekämpfung wird die Auslegungstemperatur (Glasübergangstemperatur) partiell überschritten. In diesen „thermisch überbelasteten“ Faserverbundschichten muss damit gerechnet werden, dass die Eigenschaften und somit auch die Stützwirkung des Harzes degradieren. Es ist derzeit nicht bekannt, welche Auswirkungen diese kurzzeitigen Temperaturüberschreitungen zur Folge haben. Um die Degradation abzuschätzen, wurden in dieser Arbeit zwei Schädigungsansätze entwickelt (siehe Kapitel 5.3, Seite 89). Beide Ansätze gehen von einer irreversiblen Degradation der thermisch überbelasteten Faserschichten aus. Der minimale Schädigungsansatz beschreibt einen Abbau der Faservorspannung, der von einem Festigkeitsverlust der Faserschichten begleitet wird. Dagegen beschreibt der maximale Schädigungsansatz ein komplettes Versagen einzelner Schichten („Worst-Case“-Fall). Für eine sicherheitstechnische Bewertung der statischen und dynamischen Degradation wurden die Beanspruchungen der Anwendungsbereiche denen der Zulassungsprüfungen gegenübergestellt.

In den statischen Beanspruchungsanalysen (siehe Kapitel 6.3.1, Seite 105) konnte gezeigt werden, dass die Atemluftflasche unter Belastung des statischen Sicherheitskriteriums der Zulassungsprüfung [9] einer Faserbruchauslastung von ca. 70 % ausgesetzt wird, in den thermischen Vorkonditionierungsphasen einer Faserbruchauslastung von ca. 40 %. Unter statischen Betriebsbeanspruchungen wurden diese Auslastungen in keinem Szenario erreicht. Die höchste Beanspruchung zeigte sich während des Brandeinsatzes (250 °C, mittlere Belastung AGT) und der Annahme einer thermischen „Worst-Case“-Schädigung. Die maximale Faserbruchauslastung erhöhte sich mit dem Verlust aller thermisch überbelasteten Schichten von 23 % auf 33 %. Die Umfangsspannung des Liners, deren Richtung in einem Druckbehälter stets die höhere Belastung darstellt, erhöhte sich von 70 MPa auf maximal 141 MPa (mittlere Belastung AGT) bzw. 158 MPa (hohe Belastung AGT). Die Belastungsgrenze des untersuchten Aluminiums liegt bei 235 MPa. Ebenfalls haben die Analysen gezeigt, dass ein thermisch bedingtes Druckfließen während der Brandbekämpfung ausgeschlossen werden kann, da der Liner durch die ausströmende Luft gekühlt wird.

Der dynamische (zyklische) Sicherheitsnachweis der Zulassungsprüfungen bei Raumtemperaturen erfolgt über einen Lastwechseltest bei erhöhtem Maximaldruck (1,5 x Arbeitsdruck). Für den Nachweis der thermischen Lastwechselbeständigkeit muss

eine kombinierte Prüfprozedur durchlaufen werden. Dabei werden die Prüflinge unter Maximal-, Minimal- sowie bei Raumtemperaturen einer bestimmten Anzahl von Lastwechseln ausgesetzt und abschließend einem Bersttest unterzogen. Damit die Auswirkungen der zyklischen Prüfbedingungen auf den Aluminium-Liner mit denen der Betriebsbedingungen verglichen werden konnten, wurden aus den Beanspruchungen der Anwendungsbereiche Betriebszyklen gebildet (siehe Kapitel 6.3.3, Seite 112). Mit der Übertragung der jeweiligen Vergleichsspannungen in ein Haigh-Diagramm war es möglich, die Lastwechselbeanspruchungen aus dem Betrieb mit denen der Zulassungsprüfungen zu vergleichen und zu bewerten. In allen analysierten Szenarien übten die Betriebsbelastungen gegenüber den Prüfbelastungen einen geringeren Einfluss auf die ertragbaren Lastwechselzahlen des Aluminiums aus. Dabei zeigte sich der höchste Einfluss während des Brandeinsatzes (250 °C, mittlere Belastung AGT) und der Annahme einer thermischen „Worst-Case“-Schädigung. Werden nicht betrachtete Schädigungsmechanismen wie bspw. Kriecheffekte ausgeschlossen, kann davon ausgegangen werden, dass die Atemluftflasche unter allen Betriebsbedingungen höhere Lastwechselzahlen erreicht als unter Prüfbedingungen.

Am Beispiel des untersuchten Baumusters einer Typ-III-Atemluftflasche zeigen die Analysen der Zulassungsprüfungen und Anwendungsbereiche, dass derzeit keine thermische Betriebssituation zu erwarten ist, deren statisches oder dynamisches Beanspruchungsverhalten die normativen Grenzwerte übersteigt. Sogar für den ungünstigsten Anwendungsfall (Brandbekämpfung, 250 °C, „Worst-Case“-Schädigungsansatz) werden die Beanspruchungen von den Zulassungsprüfungen ausreichend erfasst.

#### **6.5.4 Normative Prüfkriterien**

In Kapitel 6.5.3 wurde anhand eines Baumusters einer Typ-III-Atemluftflasche gezeigt, dass die Zulassungsprüfungen für jede zu erwartende Betriebsbelastung ein adäquates Beanspruchungsniveau bieten. Jedoch werden die sicherheitsrelevanten statischen und dynamischen Anforderungen ausschließlich an fabrikneuen Behältern abgeprüft. Das Sicherheitsniveau am Ende der Lebenszeit wird nicht betrachtet und ist somit nicht bekannt. Um die Thematik der thermischen Degradation zu untersuchen, erfolgten im Rahmen dieser Arbeit zerstörende Prüfungen an Typ-III-Atemluftflaschen, die nach 15 Jahren im Feuerwehrbetrieb ausgesondert wurden (siehe Kapitel 4.3, Seite 69 und 6.4.2, Seite 123). So war es erstmalig möglich, den Ist-Zustand von Typ-III-Atemluftflaschen, die in einem Brandeinsatz eingesetzt wurden, am Ende der Lebenszeit zu bewerten. Es wurden insgesamt 50 Berst- und 40 Lastwechseltests durchgeführt.

Hinsichtlich der statischen Festigkeit zeigten 47 der 50 Prüfmuster einen Berstdruck, der im Mittel mit 111 MPa noch weit über dem geforderten Zulassungsgrenzwert des doppelten Prüfdrucks (90 MPa, [9]) liegt. Drei Prüfmuster, die zu einer Ausreißergruppe zusammengefasst wurden, wiesen mit einem mittleren Berstdruck von 103 MPa eine um ca. 8 % geringere Berstfestigkeit auf. Mit dem in dieser Arbeit entwickelten Typ-III-Hybridmodell und der Annahme eines thermischen Schädigungsansatzes, der in Abhängigkeit der Temperaturüberschreitung des Glasübergangsbereichs die Faserverbundfestigkeit herabsetzt, konnte mit einem Degradationsfaktor von  $\psi = 1\%$  (siehe Kapitel 6.4.2, Seite 123) der im Berstversuch ermittelte Berstdruckverlust plausibel nachvollzogen werden. Somit kann nicht ausgeschlossen werden, dass der verringerte Berstdruck der Ausreißergruppe durch thermische Schädigungen hervorgerufen wurde. Unter „Worst-Case“-Bedingungen des Brandeinsatzes zeigten die Schädigungsansätze, dass mit einem maximalen thermisch bedingten Berstdruckverlust bis zu 25 % ausgegangen werden kann.

Bei der Untersuchung der dynamischen Festigkeit konnten 3 der 40 geprüften Atemluftflaschen den geforderten Lastwechselgrenzwert der Zulassungsprüfungen von 7500 [9] Lastwechseln nicht mehr erreichen. Diese drei Prüfmuster wurden ebenfalls zu einer Ausreißergruppe zusammengefasst, die sich im Mittel mit ca. 2900 Lastwechseln von der Hauptgruppe mit ca. 10000 Lastwechseln deutlich abgrenzt. Dabei sollte noch einmal deutlich betont werden, dass die 2900 Lastwechsel der Ausreißergruppe bei Prüfdruck erreicht wurden, unter Betriebsdruck also wesentlich höhere Lastwechselzahlen erwartet werden können (siehe Abb. 71, Seite 111). Jedoch weisen die Ergebnisse darauf hin, dass die ursprünglich dynamisch überdimensionierten Atemluftflaschen zum Ende der Lebenszeit einen deutlichen Lastwechselverlust erfahren haben. Hierbei stellt sich die Frage, ob dieses dynamische Degradationsverhalten durch eine thermische Überbelastung ausgelöst werden kann. Anhand des minimalen Schädigungsansatzes erwies sich ein thermisch bedingter Verlust der Faservorspannung als nicht ausreichend, die an den Prüfmustern ermittelte Degradation herbeizuführen. Mit dem „Worst-case“-Schädigungsansatz konnte jedoch gezeigt werden, dass der Aluminium-Liner auf den Tragfähigkeitsverlust einzelner Faserverbundschichten äußerst sensibel reagiert. Der ermittelte Lastwechselverlust konnte plausibel nachvollzogen werden. Somit kann ein thermisch bedingter Lastwechselverlust der Typ-III-Atemluftflasche ebenfalls nicht ausgeschlossen werden.

Zusammenfassend weisen die oben genannten Prüfergebnisse darauf hin, dass die Ausreißergruppen der geprüften Typ-III-Atemluftflaschen zum Ende der Lebenszeit eine deutliche statische und dynamische Degradation erfahren haben. Derzeitig ist nicht

bekannt, welche Ursachen zu dieser Degradation führen. Mit den Analysen dieser Arbeit kann jedoch gezeigt werden, dass ein thermisch bedingter Schädigungseinfluss nicht ausgeschlossen werden kann. Die untersuchten Typ-III-Atemluftflaschen zeigten auch nach 15 Jahren Einsatzzeit in der Brandbekämpfung ein, im Vergleich zu den Normanforderungen, ausreichendes Sicherheitsniveau. Lediglich 3 von 40 Prüfmustern erreichten die normativen Lastwechselanforderungen nicht. Aus den Beanspruchungsanalysen dieser Arbeit (siehe Kapitel 6.3, Seite 105) und den Ergebnissen in [35, 48 und 50] ist abzuleiten, dass Typ-III-Atemluftflaschen derzeit im Verhältnis zu den normativen Anforderungen statisch und dynamisch überdimensioniert sind. Diese Sicherheitszuschläge werden von der Zulassungsnorm DIN EN 12245 [9] nicht gefordert. Hier zeigt sich derzeit eine gewisse Sensibilität der Hersteller, diese Unsicherheiten im Betriebsverhalten (bspw. aufgrund bisher schwer abschätzbarer Degradationsvorgänge oder des ausgeprägten Streuverhaltens in der statischen und dynamischen Festigkeit) durch erhöhte Sicherheitsreserven auszugleichen. Sollten die Hersteller im Rahmen der Kostenoptimierung jedoch beginnen, die Typ-III-Atemluftflaschen für den Brandeinsatz auf die derzeit vorgeschriebenen Normanforderungen zu optimieren, stellt sich die Frage, welche Festigkeiten am Ende der Lebenszeit erreicht werden. In diesem Fall sollte dem Themenfeld der thermischen Degradation besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden.

### **6.5.5 Präventive Maßnahmen**

Das in Abb. 79 (Kapitel 6.4.2, Seite 123) gelb markierte Feld zeigt denjenigen Temperatur-Zeit-Bereich der untersuchten Typ-III-Atemluftflasche, für den prüftechnisch kein statischer und dynamischer Festigkeitsnachweis durchgeführt wird. Mit geeigneten präventiven Maßnahmen sollte dieser Bereich reduziert werden, um den Unsicherheiten der thermischen Degradation entgegenzuwirken. Diese Maßnahmen sollten über normative Anforderungen formuliert werden. Nachfolgend werden realisierbare Maßnahmen beschrieben.

- Anhebung der oberen Prüftemperatur  
Mit der Anhebung der oberen Zulassungstemperatur für Typ-III-Atemluftflaschen, die im Brandeinsatz eingesetzt werden, könnte die Auslegungstemperatur der Atemluftflaschen an das Temperaturniveau der Brandbekämpfung angenähert werden. Dies hätte zur Folge, dass die Glasübergangstemperatur des Harzes an die höheren Temperaturen angepasst werden muss.
- Vorgabe einer Schutzhülle für die Atemluftflasche  
Mit der Nutzung einer Schutzhülle (PBI-Matrix-Gewebe) wird die Erwärmungsgeschwindigkeit der Atemluftflasche reduziert. Schutzhüllen sind

bereits im Handel erhältlich. Über einen Zusatz in den Normvorschriften oder durch geeignete Dienstanweisungen der Feuerwehr sollte die Anwendung der Schutzhülle für die Typ-III-Atemluftflasche im Brandeinsatz verpflichtend vorgeschrieben werden.

- Schutzlack als Temperaturindikator

Mit der Nutzung eines Lackes, der bei einer definierten Temperatur seine Farbe ändert, könnte die Aussonderung von thermisch überbelasteten Atemluftflaschen gesteuert werden.

- Höhere Glasübergangstemperatur der äußeren Faserverbundschichten

Während des Herstellungsprozesses können die Faserstränge der äußeren Lagen über ein sekundäres Harzbad geleitet werden. Dieses Harz könnte eine höhere Glasübergangstemperatur besitzen, womit thermische Schäden durch erhöhte Betriebstemperaturen vermieden werden.

## **7 Zusammenfassung und Ausblick**

Mit der Erweiterung der Einsatzgebiete hat sich das thermische Belastungsspektrum von Typ-III-Hybridbehältern stark verändert. Dies hat dazu geführt, dass die thermisch zulässigen Einsatzgrenzen dieser Behälter im Gebrauch ausgeschöpft und sogar teilweise überschritten werden. So können bspw. Typ-III-Atemluftflaschen im Brandeinsatz der Feuerwehr an der Behälteroberfläche derart hohen Umgebungstemperaturen ausgesetzt werden, dass die nach der Norm 12245 [9] abgeprüfte Höchsttemperatur von 65 °C um bis zu 185 °C überschritten wird. Dabei ist weder bekannt, wie sich das Behältermaterial unter diesen Betriebstemperaturen bzw. -abläufen erwärmt, noch, welche Folgen daraus abgeleitet werden können. Der Bereich der thermisch sicheren Nutzung kann daher noch nicht eingeschätzt werden.

Im Hinblick auf das Ziel dieser Arbeit, die Auswirkungen dieser Betriebstemperaturen auf den Typ-III-Hybridbehälter zu untersuchen und sicherheitstechnisch zu bewerten, wurde eine Methode entwickelt, die aus experimentellen Temperaturversuchen und analytischen Berechnungen die Beanspruchungen in allen sicherheitsrelevanten Komponenten der Typ-III-Atemluftflasche erfasst. Mit der Entwicklung von Schädigungsansätzen konnte ein bisher nicht beachtetes thermisches Degradationsverhalten in den Berechnungen berücksichtigt werden. Als Grundlage der sicherheitstechnischen Bewertung wurden die Anforderungen der normativen Prüfanforderungen als Referenzkriterium herangezogen.

Für die Identifikation der thermischen Betriebsbelastungen wurden repräsentative Anwendungsbereiche analysiert, anhand derer das in dieser Arbeit dargestellte Problemfeld umfangreich beleuchtet werden konnte. Dabei hat sich herausgestellt, dass

der Typ-III-Hybridbehälter ausschließlich als Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung einem thermischen Belastungsniveau ausgesetzt ist, das von den Zulassungsprüfungen nicht adäquat berücksichtigt wird. Anhand der berechneten Materialtemperaturen konnte an dem untersuchten Baumuster eine partielle Überschreitung der Zulassungstemperatur (65 °C [9]) um bis zu 95 °C festgestellt werden. Aus der Temperaturüberschreitung konnten zwei wesentliche Problemstellungen identifiziert werden. Zum einen orientiert sich der Auslegungsbereich der Typ-III-Atemluftflasche an der oberen Zulassungstemperatur. Dabei bildet der Glasübergangsbereich des Harzes die obere Temperaturgrenze, bei dessen Annäherung die Festigkeitseigenschaften rapide degradieren. So konnte am untersuchten Baumuster gezeigt werden, dass dieser Temperaturbereich während der Brandbekämpfung von bis zu einem Drittel der Wanddicke des Faserverbundwerkstoffs überschritten wird. Die Temperaturüberschreitung ist durch eine visuelle Inspektion nicht erkennbar. Ein weiteres Problem ergibt sich für den Sicherheitsnachweis im Rahmen der Zulassungsprüfung. Für die Typ-III-Atemluftflasche erfolgen für den Temperaturbereich der Brandbekämpfung kein statischer und kein dynamischer Festigkeitsnachweis.

Im Rahmen der Beanspruchungsanalysen wurden die statischen und dynamischen Beanspruchungen der Anwendungsbereiche mit denen der Zulassungsprüfungen verglichen. Es konnte keine thermische Betriebssituation erfasst werden, in denen die Beanspruchungen der normativen Grenzwerte überschritten wurden. Sogar für den ungünstigsten Anwendungsfall (Brandbekämpfung, 250 °C, „Worst-Case“-Schädigungsansatz), bei dem von einem Versagen der thermisch überbelasteten Faserschichten ausgegangen wird, zeigten die Zulassungsprüfungen ein ausreichendes Sicherheitsniveau.

Da die normativen Anforderungen für Typ-III-Atemluftflaschen derzeit ausschließlich an fabrikneuen Behältern abgeprüft werden, ist das Sicherheitsniveau am Ende der Lebenszeit nicht definiert. Um die Thematik der thermischen Degradation zu untersuchen, wurden im Rahmen einer Betriebsfestigkeitsanalyse zerstörende Prüfungen an altersbedingt ausgesonderten Typ-III-Atemluftflaschen der Berliner Feuerwehr durchgeführt. So war es erstmalig möglich, den Ist-Zustand von 15 Jahre im Betrieb genutzten Typ-III-Atemluftflaschen am Ende der Nutzungszeit zu bewerten. Es wurden insgesamt 90 Prüfmuster bis zum Versagen getestet (zwei Stichproben: 50 Berst- und 40 Lastwechsellasts). Die statischen und dynamischen Festigkeiten des untersuchten Baumusters zeigten auch am Ende der Lebenszeit, im Vergleich zu den Zulassungsanforderungen, ein ausreichendes Sicherheitsniveau. Lediglich 3 von 40 Prüfmustern erreichten die geforderten Lastwechsel nicht. In beiden Stichproben konnte



zudem an einzelnen Prüfmustern eine erhöhte Degradation festgestellt werden. Derzeitig ist nicht bekannt welche Ursachen zu dieser Degradation führen. Anhand der Schädigungsansätze konnte in dieser Arbeit gezeigt werden, dass ein thermisch bedingter Schädigungseinfluss nicht ausgeschlossen werden kann.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass die untersuchten Baumuster einer Typ-III-Atemluftflasche aus den Jahren 1998 bis 2002 im Verhältnis zu den Zulassungskriterien hohe Sicherheitsreserven aufweisen. Diese Sicherheitszuschläge werden jedoch von der Zulassungsnorm DIN EN 12245 [9] nicht gefordert. Die Analysen dieser Arbeit weisen darauf hin, dass eine thermisch bedingte Degradation durch überhöhte Temperaturen im Brandeinsatz nicht ausgeschlossen werden kann. Sollten die Hersteller in den letzten 15 Jahren begonnen haben Typ-III-Atemluftflaschen aus Kostengründen auf die derzeit vorgeschriebenen Normanforderungen zu optimieren, ist ungewiss, welche Sicherheitsreserven am Ende der Nutzungszeit zu erwarten sind. In diesem Fall sollte dem Themenfeld der thermischen Degradation besondere Aufmerksamkeit gewidmet werden.

Im Bereich der Degradation von Faserverbundwerkstoffen bestehen gerade für den Typ-III-Hybridbehälter noch offene Fragen. Dies liegt zum Teil an dem besonderen Aufbau und an der Belastungssituation im Hybridverbund, aber auch an fehlenden Prüfmethode, mit denen Degradationsvorgänge im Faserverbundwerkstoff quantifiziert werden können. Vor allem im speziellen Anwendungsfall der Brandbekämpfung hat sich gezeigt, dass die Temperaturen im Faserverbundwerkstoff kurzfristig die Glasübergangstemperatur des Harzes überschreiten können. Ein Temperaturniveau der Dekomposition wird jedoch nicht erreicht. Ebenso können in den Zulassungsvorschriften thermisch bedingte Relaxations- bzw. Kriechprozesse des Faserverbundwerkstoffs nicht vollständig berücksichtigt werden. Diese, sich über einen langen Zeitraum entwickelnden, Prozesse konnten auch in dieser Arbeit nicht betrachtet werden. In weiteren Forschungsaktivitäten sollten hinsichtlich des Hybridbehälters diese Einflüsse aber auch die Einflüsse der thermischen Degradation auf das statische und dynamische Festigkeitsverhalten detailliert untersucht werden. Im Besonderen stellen sich diese Fragen für den Typ-IV-Hybridbehälter, der keinen teillasttragenden Aluminium-Liner mehr besitzt. Bis dato ist nicht bekannt, welche minimalen Restfestigkeiten am Ende der Betriebslaufzeit eines Typ-III-Hybridbehälters hinreichend sicher sind. Dies gilt im Besonderen für Hybridbehälter mit unbegrenzter Betriebszeit. Solange es nicht möglich ist, die betriebliche Degradation in den Zulassungsprüfungen zu simulieren, muss die Frage des Endes der sicheren Lebensdauer im Fokus stehen. Dies gilt insbesondere für die Verwendung im Feuerwehreinsatz mit einem weiten Spektrum möglicher thermischer Belastung.

# Anhang A Thermisches Belastungsprofil für den Feuerwehreinsatz

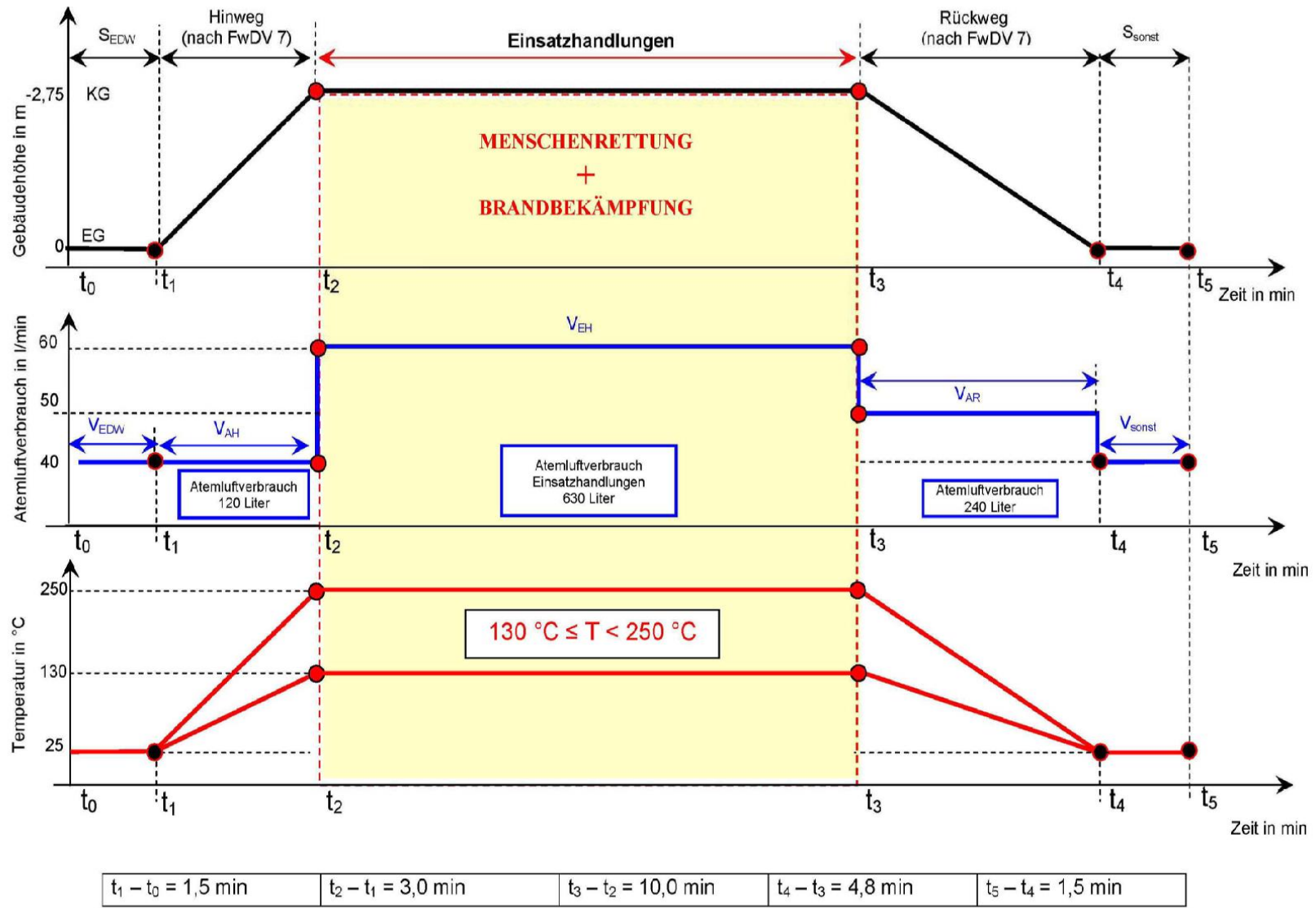


Abb. A1: Thermisches Belastungsprofil für den Feuerwehreinsatz [10]

## Anhang B      Kenndaten, Typ-III-Atemluftflasche Berliner Feuerwehr

Prüfnorm	DIN EN 12245 [9]
Baujahr	1998
Behältervolumen:	6,8 Liter
Betriebsdruck:	30 MPa
Prüfdruck	45 MPa
Innendurchmesser:	138 mm
Material Faserverbundwerkstoff:	Kohlenstofffaser (n.a.), Epoxidharz (n.a.)
Material Liner:	Aluminium (AA6061 – T6)

## Anhang C      Parameterdaten des analytischen Rechenmodells

### Rechenansatz 1: Umgebungstemperaturen der Brandbekämpfung

$$T_1 = 297 \text{ K}$$

$$T_2 (406 \text{ K}) = -1.11568 \cdot 10^{-10} \cdot t^4 + 2.95798 \cdot 10^{-7} \cdot t^3 - 3.14176 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 + 0.22865 \cdot t + 26,15$$

$$T_2 (523 \text{ K}) = 4.42327 \cdot 10^{-18} \cdot t^7 - 1.88032 \cdot 10^{-14} \cdot t^6 + 3.2269 \cdot 10^{-11} \cdot t^5 - 2.86824 \cdot 10^{-8} \cdot t^4 + 1.41327 \cdot 10^{-5} \cdot t^3 - 0.00395 \cdot t^2 + 0.79295 \cdot t + 26,44$$

$$T_b = 297 \text{ K}, \lambda = 0,4 \text{ W/mK}, \rho = 2000 \text{ kg/m}^3, c = 1500 \text{ J/kgK}, \zeta = 10 \text{ W/mK}, d = 0,006 \text{ m}$$

### Rechenansatz 2: Entleerungsvorgang Atemluftflasche

$$T_1 = 297 \text{ K}$$

$$T_2 = -3.29156 \cdot 10^{-13} \cdot t^5 + 1.00369 \cdot 10^{-9} \cdot t^4 - 1.23567 \cdot 10^{-6} \cdot t^3 + 7.96128 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 - 0.26844 \cdot t + 24$$

$$T_b = 297 \text{ K}, \lambda = 0,4 \text{ W/mK}, \rho = 2000 \text{ kg/m}^3, c = 1500 \text{ J/kgK}, \zeta = 10 \text{ W/mK}, d = 0,006 \text{ m}$$

### Rechenansatz 3: Füllvorgang Atemluftflasche

$$T_1 = 297 \text{ K}$$

$$T_2 = 1.56473 \cdot 10^{-12} \cdot t^5 - 3.74281 \cdot 10^{-9} \cdot t^4 + 3.13074 \cdot 10^{-6} \cdot t^3 - 0.00127 \cdot t^2 + 0.28687 \cdot t + 24$$

$$T_b = 297 \text{ K}, \lambda = 0,4 \text{ W/mK}, \rho = 2000 \text{ kg/m}^3, c = 1500 \text{ J/kgK}, \zeta = 10 \text{ W/mK}, d = 0,006 \text{ m}$$

#### Rechenansatz 4: Brandbekämpfung

- Mittlere körperliche Belastung des Atemschutzgeräteträgers

$$T_1 = 278 \text{ K}$$

$$T_2 (406 \text{ K}) = -1.11568 \cdot 10^{-10} \cdot t^4 + 2.95798 \cdot 10^{-7} \cdot t^3 - 3.14176 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 + 0.22865 \cdot t + 5$$

$$T_2 (523 \text{ K}) = 1.85488 \cdot 10^{-12} \cdot t^5 - 5.16563 \cdot 10^{-9} \cdot t^4 + 5.3728 \cdot 10^{-6} \cdot t^3 - 0.00266 \cdot t^2 + 0.79331 \cdot t + 5$$

$$T_b = 278 \text{ K}, \lambda = 0,4 \text{ W/mK}, \rho = 2000 \text{ kg/m}^3, 1500 \text{ J/kgK}, \zeta = 10^6 \text{ W/mK}, d = 0,006 \text{ m}$$

- Hohe körperliche Belastung des Atemschutzgeräteträgers

$$T_1 = 1.14528 \cdot 10^{-11} \cdot t^4 - 6.06866 \cdot 10^{-8} \cdot t^3 + 1.15724 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 - 0.08828 \cdot t + 5$$

$$T_2 (406 \text{ K}) = -1.11568 \cdot 10^{-10} \cdot t^4 + 2.95798 \cdot 10^{-7} \cdot t^3 - 3.14176 \cdot 10^{-4} \cdot t^2 + 0.22865 \cdot t + 5$$

$$T_2 (523 \text{ K}) = 1.85488 \cdot 10^{-12} \cdot t^5 - 5.16563 \cdot 10^{-9} \cdot t^4 + 5.3728 \cdot 10^{-6} \cdot t^3 - 0.00266 \cdot t^2 + 0.79331 \cdot t + 5$$

$$T_b = 278 \text{ K}, \lambda = 0,4 \text{ W/mK}, \rho = 2000 \text{ kg/m}^3, 1500 \text{ J/kgK}, \zeta = 10 \text{ W/mK}, d = 0,006 \text{ m}$$

### **Anhang D Mikromechanische Grundgleichungen**

#### Längs-Elastizitätsmodul einer UD-Schicht [36]

$$E_{\parallel} = E_{f\parallel} \cdot \varphi + E_M \cdot (1 - \varphi) \quad (\text{D.1})$$

#### Quer-Elastizitätsmodul einer UD-Schicht [36]

$$E_{\perp} = \frac{E_m}{1 - \nu_m^2} \cdot \frac{1 + 0,85 \cdot \varphi^2}{(1 - \varphi)^{1,25} + \frac{E_m}{(1 - \nu_m^2) \cdot E_{f\perp}} \cdot \varphi} \quad (\text{D.2})$$

#### Quer-Längs-Schubmodul einer UD-Schicht [36]

$$G_{\perp\parallel} = G_m \cdot \frac{1 + 0,4 \cdot \varphi^{0,5}}{(1 - \varphi)^{1,45} + \frac{G_m}{G_{f\perp\parallel}} \cdot \varphi} \quad (\text{D.3})$$

### Querkontraktionszahlen [36]

$$\nu_{\perp\parallel} = \varphi * \nu_{f\perp\parallel} + (1 - \varphi) * \nu_m \quad (\text{D.4})$$

$$\nu_{\parallel\perp} = \nu_{\perp\parallel} * E_{\perp}/E_{\parallel} \quad (\text{D.5})$$

$$\nu_{\perp\perp} = \varphi * \nu_f + (1 - \varphi) * \nu_m \left[ \frac{(1 + \nu_m - \nu_{\perp\parallel} * \frac{E_m}{E_{\parallel}})}{(1 - \nu_m^2 + \nu_m * \nu_{\perp\parallel} * \frac{E_m}{E_{\parallel}})} \right] \quad (\text{D.6})$$

### Quer-Quer-Schubmodul einer UD-Schicht [36]

$$G_{\perp\perp} = \frac{E_{\perp}}{2*(1+\nu_{\perp\perp})} \quad (\text{D.7})$$

### Thermische Längenausdehnungskoeffizienten der UD-Schicht [36]

$$\alpha_{T\parallel} = \frac{\alpha_{Tm} * E_m * (1 - \varphi) + \alpha_{Tf\parallel} * E_{f\parallel} * \varphi}{E_m * (1 - \varphi) + E_{f\parallel} * \varphi} \quad (\text{D.8})$$

$$\alpha_{T\perp} = \varphi * \alpha_{Tf\perp} + (1 - \varphi) * \alpha_{Tm} \quad (\text{D.9})$$

## Anhang E Analytische Zusammenhänge Wickel- und Temperprozess

Tabelle E1: Analytischer Zusammenhang des Wickelprozesses mit Faservorspannung ohne Berücksichtigung des Harzes, da dieses noch nicht ausgehärtet ist [35].

Liner (L)	Hybrid (L+F)	Composite (nur F)
		$\{\varepsilon\}_{vor,F} = [A]_F^{-1} \cdot \{\hat{n}\}_{vor}$ (3.46) reine Faserverzerrung durch Vorspannung
$\{\varepsilon\}_{vor,L+F} = [A]_{L+F}^{-1} \cdot \{-\hat{n}\}_{vor}$ (3.47) Gesamtverzerrung des Hybridelementes bestehend aus Liner und Faser		
$\Delta\{\varepsilon\}_{vor,L} = \{\varepsilon\}_{vor,L+F}$ (3.48) Verzerrungsdifferenz zum Ausgangszustand (fiktiv)		$\Delta\{\varepsilon\}_{vor,F} = \{\varepsilon\}_{vor,F} + \{\varepsilon\}_{vor,L+F}$ (3.49) Verzerrungsdifferenz zum Ausgangszustand (fiktiv)
$\{n\}_{vor,L} = [A]_L \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{vor,L}$ (3.50) verbleiben. Eigenschichtkraftfl.		$\{n\}_{vor,F} = [A]_F \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{vor,F}$ (3.51) verbleiben. Eigenschichtkraftfluss
$\{n\}_{vor,L} + \{n\}_{vor,F} = 0$ (3.52) Kräftegleichgewicht nach dem Wickelprozess		

**Tabelle E2: Analytischer Zusammenhang des Aufheizzustandes im Temperprozess ohne Berücksichtigung des Harzes, da dieses noch nicht ausgehärtet ist [35].**

Liner (L)	Hybrid (L+F)	Composite (F)
$\{n\}_{TP\uparrow,L,ge\ddot{o}st} = [A]_L \cdot \Delta T_{TP\uparrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ <p>(3.53) thermischer Schichtkraftfluss</p>		$\{n\}_{TP\uparrow,F,ge\ddot{o}st} = \Delta T_{TP\uparrow} \cdot \sum_{k=1}^n [A]_{F,k} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_{F,k}$ <p>(3.54) thermische Schichtkraftflüsse</p>
$\{n\}_{TP\uparrow,L+F} = \{n\}_{TP\uparrow,L,ge\ddot{o}st} + \{n\}_{TP\uparrow,F,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.55) thermischer Gesamtkraftfluss durch Superposition der gesamten Schichtkraftflüsse</p>		
$\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L+F} = [A]_{L+F}^{-1} \cdot \{n\}_{TP\uparrow,L+F}$ <p>(3.56) Gesamtverzerrung durch thermischen Gesamtkraftflüsse</p>		
$\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L,ge\ddot{o}st} = \Delta T_{TP\uparrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ <p>(3.57) gelöst gedachte Verzerrung</p>		$\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F,ge\ddot{o}st} = [A]_F^{-1} \cdot \{n\}_{TP\uparrow,F,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.58) gelöst gedachte Verzerrung</p>
$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L} = \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L+F} - \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.59) behinderte Verzerrung</p>		$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F} = \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L+F} - \{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.60) behinderte Verzerrung</p>
$\{n\}_{TP\uparrow,L} = [A]_L \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,L}$ <p>(3.61) verblei. Eigenschichtkraftfluss</p>		$\{n\}_{TP\uparrow,F} = [A]_F \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\uparrow,F}$ <p>(3.62) verblei. Eigenschichtkraftfluss</p>
$\{n\}_{TP\uparrow,L} + \{n\}_{TP\uparrow,F} = 0$ <p>(3.63) Kräftegleichgewicht im Temperprozess beim Aufheizen</p>		

**Tabelle E3: Analytischer Zusammenhang des Abkühlens im Temperprozess mit Berücksichtigung des Harzes [35].**

Liner (L)	Hybrid (L+F+H)	Composite (F+H)
$\{n\}_{TP\downarrow,L,ge\ddot{o}st} = [A]_L \cdot \Delta T_{TP\downarrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ <p>(3.64) thermischer Schichtkraftfluss</p>		$\{n\}_{TP\downarrow,F+H,ge\ddot{o}st} = \Delta T_{TP\downarrow} \cdot \sum_{k=1}^n [A]_{F+H,k} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_{F+H,k}$ <p>(3.65) thermische Schichtkraftflüsse</p>
$\{n\}_{TP\downarrow,L+F+H} = \{n\}_{TP\downarrow,L,ge\ddot{o}st} + \{n\}_{TP\downarrow,F+H,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.66) thermischer Gesamtkraftfluss durch Superposition der gesamten Schichtkraftflüsse</p>		
$\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L+F+H} = [A]_{L+F+H}^{-1} \cdot \{n\}_{TP\downarrow,L+F+H}$ <p>(3.67) Gesamtverzerrung durch thermischen Gesamtkraftfluss</p>		
$\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L,ge\ddot{o}st} = \Delta T_{TP\downarrow} \cdot \{\alpha_{Temp}\}_L$ <p>(3.68) gelöst gedachte Verzerrung</p>		$\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H,ge\ddot{o}st} = [A]_{F+H}^{-1} \cdot \{n\}_{TP\downarrow,F+H,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.69) gelöst gedachte Verzerrung</p>
$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L} = \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L+F+H} - \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.70) behinderte Verzerrung</p>		$\Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H} = \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L+F+H} - \{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H,ge\ddot{o}st}$ <p>(3.71) behinderte Verzerrung</p>
$\{n\}_{TP\downarrow,L} = [A]_L \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,L}$ <p>(3.72) verblei. Eigenschichtkraftfluss</p>		$\{n\}_{TP\downarrow,F+H} = [A]_{F+H} \cdot \Delta\{\varepsilon\}_{TP\downarrow,F+H}$ <p>(3.73) verblei. Eigenschichtkraftfluss</p>
$\{n\}_{TP\downarrow,L} + \{n\}_{TP\downarrow,F+H} = 0$ <p>(3.74) Kräftegleichgewicht im Temperprozess beim Abkühlen</p>		



## Literaturverzeichnis

- [1] Camara, S.; Bunsell, A. R.; Thionnet, A.; Allen, D. H.: Determination of lifetime probabilities of carbon fibre composite plates and pressure vessels for hydrogen storage. In: International Journal of Hydrogen Energy, No. 36, 2011, pp. 6031–6038.
- [2] Wiedemann, J.: Leichtbau, Elemente und Konstruktion, 3. Auflage, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2007.
- [3] VDI Technologiezentrum GmbH: Kohlenstofffaserverstärkte Kunststoffe im Fahrzeugbau – Ressourceneffizienz und Technologien, Kurzanalyse Nr. 3 und Dokumentation des Fachgesprächs, Berlin: VDI Zentrum Ressourceneffizienz GmbH, 2013.
- [4] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V.: Composites – Marktbericht 2014, Marktentwicklungen, Trends, Herausforderungen und Chancen, Frankfurt: AVK e. V., 2014.
- [5] DIN EN ISO 11439:2012, Gasflaschen – Hochdruck-Flaschen zur Mitführung von Erdgas als Treibstoff für Kraftfahrzeuge, DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin: Beuth Verlag, Februar 2012.
- [6] Schopper-Jochum, S.; Schubert, W.; Hocke, M.: Vergleichende Bewertung des Trageverhaltens von Feuerwehr-Einsatzjacken (Phase I). In: Arbeitsmed Sozialmed Umweltmed, Nr. 32/4, 1997, S. 138–144.
- [7] Schopper-Jochum, S.; Schubert, W.; Hocke, M.: Vergleichende Bewertung des Trageverhaltens von Feuerwehr-Einsatzjacken (Phase II). In: Arbeitsmed Sozialmed Umweltmed, Nr. 32/8, 1997, S. 314–320.
- [8] Milke, J. A.; Vizzini, A. J.: The Effects of Simulated Fire Exposure on Glass-Reinforced Thermoplastic Materials. In: Journal of Fire Protection Engineering, No. 5, 1993, pp. 113–124.
- [9] DIN EN 12245: 2009, Ortsbewegliche Gasflaschen – Vollumwickelte Flaschen aus Verbundwerkstoffen, DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin: Beuth Verlag, 2009.
- [10] Grabski, R.; Brein, D.; Pasch, U.; Neske, M.; Kunkelmann, J.: Anforderungen und Prüfmethode für die Persönlichen Schutzausrüstungen der Feuerwehreinsatzkräfte im Brandeinsatz unter besonderer Berücksichtigung des Atemschutzes. In: Brandschutzforschung der Bundesländer, Forschungsbericht Nr. 161, Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Heyrothsberge, 2010.
- [11] Schönfelder, T.; Deuerler, F.: Thermische Betriebslasten von Atemluftflaschen im Feuerwehreinsatz, Teil I. In: Technische Sicherheit, Nr. 11/12 S. 29-34, 2016.
- [12] Gefahrgutbeförderungsgesetz (GGBefG), in der Fassung der Bekanntmachung vom 06. August 1975 (BGBl. I S. 2121), zuletzt geändert durch Artikel 487 der Verordnung vom 31. August 2015 (BGBl. I S. 1474).
- [13] Ortsbewegliche-Druckgeräte-Verordnung (ODV), in der Fassung der Bekanntmachung vom 29. November 2011 (BGBl. I S. 2349), zuletzt geändert durch Artikel 2 der Verordnung vom 19. Dezember 2012 (BGBl. I S. 2715).
- [14] Richtlinie: 2010/35/EU, des europäischen Parlaments und des Rates über ortsbewegliche Druckgeräte, Europäisches Komitee für Normung, 2010.
- [15] European Agreement: Accord européen relatif au transport international des marchandises Dangereuses par Route (ADR), Economic Commission for Europe, New York, Geneva: United Nations Publication, 01.2015.
- [16] ISO 11119-3:2002, Gas cylinders of composite construction – Specification and test methods, ISO International Organization for Standardization, Genf: ISO, 2002.

- [17] Straßenverkehrsgesetz (StVG), in der Fassung der Bekanntmachung vom 05. März 2003 (BGBl. I S. 310, 919), zuletzt geändert durch Artikel 4 des Gesetzes vom 08. Juni 2015 (BGBl. I S. 904).
- [18] EG-Fahrzeuggenehmigungsverordnung (EG-FGV), in der Fassung der Bekanntmachung vom 03. Februar 2011 (BGBl. I S. 126), zuletzt geändert durch Artikel 4 der Verordnung vom 19. Oktober 2012 (BGBl. I S. 2232).
- [19] Richtlinie: 2007/46/EG des Europäischen Parlaments und des Rates zur Schaffung eines Rahmens für die Genehmigung von Kraftfahrzeugen und Kraftfahrzeuganhängern sowie von Systemen, Bauteilen und selbstständigen technischen Einheiten für diese Fahrzeuge, Europäisches Komitee für Normung, 2007.
- [20] Verordnung: EG 79/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates über die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen und zur Änderung der Richtlinie 2007/46/EG, Europäisches Komitee für Normung, 2009.
- [21] Verordnung: EU 406/2010 zur Durchführung der Verordnung (EG) Nr. 79/2009 des Europäischen Parlaments und des Rates über die Typgenehmigung von wasserstoffbetriebenen Kraftfahrzeugen, Europäisches Komitee für Normung, 2010.
- [22] ISO DIS 15869:2006, Gaseous hydrogen and hydrogen blends – Land vehicle fuel tanks, ISO International Organization for Standardization, Genf: ISO, 2006.
- [23] Produktsicherheitsgesetz (ProdSG), in der Fassung der Bekanntmachung vom 08. November 2011 (BGBl. I S. 2178, 2179, 2012, 131), zuletzt geändert durch Artikel 435 der Verordnung vom 31. August 2015 (BGBl. I S. 1474).
- [24] Druckgeräteverordnung (14. ProdSV), in der Fassung der Bekanntmachung vom 27. September 2002 (BGBl. I S. 3777, 3806), zuletzt geändert durch Artikel 24 des Gesetzes vom 08. November 2011 (BGBl. I S. 278).
- [25] Richtlinie: 97/23/EG des Europäischen Parlaments und des Rates zur Angleichung der Rechtsvorschriften der Mitgliedstaaten über Druckgeräte, Europäisches Komitee für Normung, 1997.
- [26] Verordnung über die Bereitstellung von Persönlichen Schutzausrüstungen auf dem Markt (8. ProdSV), in der Fassung der Bekanntmachung vom 20. Februar 1997 (BGBl. I S. 316), zuletzt geändert durch Artikel 16 des Gesetzes vom 11. November 2011 (BGBl. I S. 2178).
- [27] Richtlinie: 89/686/EWG des Rates zur Angleichung der Rechtsvorschriften der Mitgliedstaaten für Persönliche Schutzausrüstungen, Europäisches Komitee für Normung, 1989.
- [28] EN 136: 1998, Atemschutzgeräte – Vollmasken – Anforderungen, Prüfung, Kennzeichnung, Europäisches Komitee für Normung, Berlin: Beuth Verlag, 1998.
- [29] EN 137: 2006, Atemschutzgeräte – Behältergeräte mit Druckluft (Pressluftatmer) mit Vollmaske – Anforderungen, Prüfung, Kennzeichnung, Europäisches Komitee für Normung, Berlin: Beuth Verlag, 2001.
- [30] Spence, J.; Nash, D. H.: Milestones in pressure vessel technology. In: International Journal of Pressure Vessels and Piping, No. 81, 2004, pp. 89–118.
- [31] Lark, R. F.: Recent Advances in Lightweight, Filament-Wound Composite Pressure Vessel Technology, NASA TM-73699, Cleveland Ohio: Nasa Lewis Research Center, 1978.
- [32] Germann, O.: 50 Jahre DBA – Deutscher-Druckbehälter-Ausschuß, Dortmund: DBA Verlag, 1985.
- [33] Harvey, J. F.: Theory and design of modern pressure vessels, 2. edition, New York: Van Nostrand Reinhold Company, 1974.

- [34] Knapstein, G.: Aufgaben zur Festigkeitslehre – ausführlich gelöst; Mit Verständnisfragen, Antworten, Formeln, Computer-Rechnung, 4. überarbeitete Auflage, Thun, Frankfurt am Main: Deutsch, 2008.
- [35] Anders, S.: Sensitivitätsanalyse des Eigenspannungszustandes eines Composite-Hybridhochdruckbehälters, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2008.
- [36] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden, 2. bearbeitete und erweiterte Auflage, Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag, 2007.
- [37] Schulz, G.; Ruse, H.; Herr, B.; Franck, A.: Kunststoff-Kompodium, Herstellung, Aufbau, Verarbeitung, Anwendung, Umweltverhalten und Eigenschaften der Thermoplaste, Polymerlegierungen, Elastomere und Duroplaste, 7. Auflage, München: Vogel Verlag, 2011.
- [38] AVK – Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe e. V.: Handbuch Faserverbundkunststoffe, Grundlagen, Verarbeitung, Anwendungen, 3. vollständig überarbeitete Auflage, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2010.
- [39] Mair, G. W.: Die betriebsbegleitende Prüfung als Methode der Sicherheitsüberwachung und interaktiven Lebensdauerfestlegung an Composite-Druckbehältern – Teile 1, 2 und 3. In: Technische Sicherheit, Nr. 7/8 S. 46–49, Nr. 9 S. 41–45, Nr. 10 S. 46–49, 2009.
- [40] Mair, G. W.; Hoffmann, M.; Schönfelder, T.: The slow burst testing as a method for probabilistic quantification of cylinder degradation, International Conference on Hydrogen Safety, Paper and presentation at the „International Conference on Hydrogen Safety ICHS 2013“, Brussels: Conference Proceedings 2013; ID 102.
- [41] Alegre, J. M.; Bravo, P.; Preciado, M.: Fatigue behaviour of an autofrettaged high-pressure vessel for the food industry. In: Engineering Failure Analysis, No. 14, 2007, pp. 396–407.
- [42] Schön, M.: Eigenspannungs- und Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter innendruckbeanspruchter Bauteile, Dissertation, Universität Darmstadt, 1995.
- [43] Bauschinger, J.: Ueber die Veränderung der Elastizitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmal wiederholte Beanspruchung. In: Mitteilungen aus dem Mechanisch-Technischen Laboratorium, Nr. 13, München, 1886.
- [44] Betten, J.; Zeilinger, H.; da Costa, L. E. V. L.: Untersuchung von Höchstdruckbehältern aus Faserverbundwerkstoff unter Vorspannung. In: Forschung im Ingenieurwesen, Nr. 63, 1997, S. 285–291.
- [45] Lubarda, V. A.: Elastoplasticity theory, Boca Raton (USA): CRC Press Inc, 2001.
- [46] Alves, L. M.; Santana, P.; Moreira, H.; Martins, P. A. F.: Fabrication of metallic liners for composite overwrapped pressure vessels. In: International Journal of Advanced Manufacturing Technologie, No. 67, 2013, pp. 2671–2680.
- [47] Mair, G. W.; Lau, M.: Beurteilung der ermüdungsbedingten Ausfallsicherheit von Composite-Druckgefäßen. In: Technische Überwachung, Nr. 49, 2008, S. 33–38.
- [48] Mair, G. W.; Duffner, E.; Schoppa, A.; Szczepaniak, M.: Aspekte der Restfestigkeitsermittlung von Composite-Druckgefäßen mittels hydraulischer Prüfung. In: Technische Sicherheit, Nr. 1, 2011, S. 50–55.
- [49] Faddoul, J. R.: Ten Year Environmental Test of Glass fiber/Epoxy Pressure Vessels, AIAA 85–1198, Proceedings of AIAA/SAE/ASME/ASEE 21st Joint Propulsion Conference, Monterey CA, 1985.

- [50] Mair, G. W.; Hoffmann, M.: Regulations and research on RC&S for hydrogen storage relevant to transport and vehicle issues with special focus on composite containments. In: *International Journal of Hydrogen Energy*, No. 39, 2014, pp. 6132–6145.
- [51] Mair, G. W.: *Sicherheitsbewertung von Composite- Druckgasbehältern – Potential statistischer Methoden jenseits aktueller Vorschriften*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2015. Auflage in englischer Sprache: Mair, G. W.: *Safety Assessment of Composite Cylinders for Gas Storage by Statistical Methods – Potential for Design Optimisation Beyond Limits of Current Regulations and Standards*, Berlin, Heidelberg: Springer Verlag, 2017.
- [52] Shimokawa, T.; Kakuta, Y.; Hamaguchi, Y.; Aiyama, T.: Static and Fatigue Strengths of a G40–800/5260 Carbon Fiber/Bismaleimide Composite Material at Room Temperature and 150 °C. In: *Journal of Composite Materials*, No. 42, 2008, pp. 655–679.
- [53] Bai, Y.; Keller, T.; Vallee, T.: Modelling of stiffness of FRP composites under elevated and high temperatures. In: *Composites Science and Technology*, No. 68, 2008, pp. 3099–3106.
- [54] Kwong, S. W.; Smith, W. L.; Lee, S. W.: Thermo-viscoplastic Modelling of Composites Exposed to Fire or High Temperature. In: *Journal of Composite Materials*, No. 40, 2006, pp. 1607–1624.
- [55] Ahci, E.; Talreja, R.: Characterization of viscoelasticity and damage in high temperature polymer matrix composites. In: *Composites Science and Technology*, No. 66, 2006, pp. 2506–2519.
- [56] Bai, Y.; Keller, T.: Time Dependence of Material Properties of FRP Composites in Fire. In: *Journal of Composite Materials*, No. 43, 2009, pp. 2469–2484.
- [57] *Military handbook*; December 1998, MIL-HDBK-5J.
- [58] BAM Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung: *Gutachten zur Schadensursachenermittlung an einer geborstenen Atemluftflasche aus Kohlenstofffaser – Verbundwerkstoff mit Kunststoffliner*, BAM/DG-08-016 (nicht veröffentlicht), 2008.
- [59] Hirotsu, R.; Tomioka, J. I.; Maeda, Y.; Mitsuishi, H.; Watanabe, S.: Thermal behavior in hydrogen storage tank for fuel cell vehicle on fast filling. In: *SAE 2007 World Hydrogen Energy Conference*, 2007-01-0688 (SP-2098), 2007.
- [60] Schulz, M.; Gregor, C.: Assessment of state of residual stress of hybrid pressure vessels, PVP2009-77993, ASME Pressure Vessels & Piping Conference, Prag, 2009.
- [61] Rossmann, H. P.: Fracture mechanics and materials testing; forgotten pioneers of the early 20th century. In: *Fatigue and Fracture of Engineering*, No. 22, 1999, pp. 781–797.
- [62] Czichos, H.: *Hütte: Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*, 31. Auflage, Berlin: VDI Springer Verlag, 2000.
- [63] Lamé, G.: *Leçons Sur La Théorie Mathématique De L'Elasticité Des Corps Solides*, Paris, Bachelier, Imprimeur-Libraire, 1852.
- [64] Jakobi, R.: *Zur Spannungs-, Verformungs- und Bruchanalyse an dickwandigen, rohrförmigen Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden*, Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5 Nr. 126., Düsseldorf: VDI Verlag, 1987.
- [65] Novak, P.: *Ein Beitrag zur Strukturoptimierung dickwandiger Hybrid-Hochdruckspeicher*, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2006.
- [66] Lekhnitskii, S. G.; Tsai, S. W.; Cheron, T.: *Anisotropic plates*, New York: Gordon and Breach Verlag, 1968.
- [67] Timoshenko, P.; Woinowsky-Krieger, S.: *Theory of Plates and Shells*, 2. Edition, New York: McGraw-Hill Verlag, 1987.

- [68] Gädke, M.: Hygrothermomechanisches Verhalten Kohlenstofffaserverstärkter Epoxidharze, Fortschritt-Berichte VDI Reihe 5 Nr. 136, Düsseldorf: VDI Verlag, 1988.
- [69] Schulte, K.: Faserverbundwerkstoffe mit Polymermatrix, Aufbau und mechanische Eigenschaften, DLR-Forschungsbericht 92-28. In: Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Nr. 24, 1992, S. A10.
- [70] Puck, A.: Festigkeitsanalyse von Faser-Matrix-Laminaten, Modelle für die Praxis, München: Carl Hanser Verlag, 1996.
- [71] Puck, A.; Schürmann, H.: Failure Analysis of FRP Laminates by means of Physically Based Phenomenological Models, Part B. In: Composites Science and Technology, No. 62, 2002, pp. 1633–1662.
- [72] Verein Deutscher Ingenieure: VDI-Richtlinie 2014 – Blatt 3, Entwicklung von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbund, Berlin: Beuth Verlag, 2006.
- [73] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; Soden, P. D.: Failure criteria in fibre reinforced polymer composites, The World-Wide Failure Exercise, Amsterdam, London: Elsevier Verlag, 2004.
- [74] Nahas, M. N.: Survey of Failure and Post-Failure Theorie of Laminated Fiber Reinforced Composites. In: Journal of Composite Technology, Vol. 8, No. 4, 1986, pp. 138–153.
- [75] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; Soden, P. D.: A further assessment of the predictive capabilities of current failure theories for composite laminates: comparison with experimental evidence. In: Composites Science and Technology, No. 64, 2004, pp. 549–588.
- [76] Hinton, M. J.; Kaddour, A. S.; Soden, P. D.: Evaluation of failure prediction in composite laminates: background to 'part C' of the exercise. In: Composites Science and Technology, No. 64, 2004, pp. 321–327.
- [77] Tsai, S. W.; Wu, E. M.: A general theory of strength for anisotropic materials. In: Journal of Composite Materials, No. 5, 1971, pp. 58–80.
- [78] Kopp, J.: Zur Spannungs- und Festigkeitsanalyse von unidirektionalen Faserverbundkunststoffen, IKV – Berichte aus der Kunststoffverarbeitung, Band 99, Mainz: Wissenschaftsverlag Mainz GmbH, 2000.
- [79] Hyer, M. W.: Hydrostatic Response of Thick Laminated Composite Cylinders. In: Journal of Reinforced Plastics and Composites, No. 7, 1988, pp. 321–340.
- [80] Kollar, L. P.: Three-dimensional analysis of composite cylinders under axially varying hygrothermal and mechanical loads. In: Computers & Structures. 50, No. 4, 1994, pp. 525–540.
- [81] Verijenko, V. E.; Adali, S.; Tabakov, P. Y.: Stress distribution in continuously heterogeneous thick laminated pressure vessels. In: Composite Structures, No. 54, 2001, pp. 371–377.
- [82] Lifshitz, J. M.; Dayan, H.: Filament-wound pressure Vessels with thick metal liner. In: Composite Structures, No. 32, 1995, pp. 313–323.
- [83] Völzke, H.: Tragverhalten und Dimensionierung faserverstärkter Druckbehälter, Dissertation, Technische Universität Berlin, 1991.
- [84] Zimmermann, R.: Optimierung und Berechnung dickwandiger, rotationssymmetrischer, fadengewickelter Innendruckbehälter, DFVLR-Bericht Nr. 0683, 1971.
- [85] Tauchert, T. R.: Optimum Design of a Reinforced Cylindrical Pressure Vessel. In: Composite Materials: Testing and Design, No. 15, 1981, pp. 390.

- [86] Fukunaga, H.; Uemura, M.: Optimum Design of Helically Wound Composite Pressure Vessels. In: Composite Structures, No. 1, 1983, pp. 31–49.
- [87] Mair, G. W.: Zuverlässigkeitsrestringierte Optimierung faserteilarmierter Hybridbehälter unter Betriebslast, Fortschritt-Berichte VDI Reihe 18 Nr. 186, Düsseldorf: VDI Verlag, 1996.
- [88] Adali, S.; Summers, E. B.; Verijenko, V. E.: Optimisation of laminated cylindrical pressure vessels under strength criterion. In: Composite Structures, No. 25, 1993, pp. 305–312.
- [89] Jones, B. H.: Design and analysis of circumferentially reinforced prestressed pressure vessels, Pressure Vessels and Piping, Energy Technology Conference, Houston, Texas, 18.09.1977.
- [90] Teply, J. L.; Herbein, W. C.: Failure Modes for Filament wound Aluminium Natural Gas Cylinders. Proceedings of the Fracture mechanism Program, International Conference and Exposition on Fatigue, Salt Lake City, 1985.
- [91] Barbero, J. E.: Introduction to composite materials design, 2. Edition, Boca Raton, FL: CRC Press Inc, 2011.
- [92] Barbero, J. E.; Wen, E. W.: Autofrettage to Offset Coefficient of Thermal Expansion Mismatch in Metal-Lined Composite Pipes. In: Composite Materials: Testing and Design, ASTM STP 1436, 2003, S. 193–204.
- [93] da Costa, L. E. V. L.: Zur Berechnung eines Hochdruckbehälters aus Faserverbundwerkstoff mit einem mittragenden Liner unter Vorspannung, Dissertation, RWTH Aachen, 1992.
- [94] Krieger, J.: Auslegung und Berechnung von Hochdruckbehältern aus Faserverbundkunststoff, Aachen: Wissenschaftsverlag Mainz GmbH, 2003.
- [95] Thesken, J. C.; Murthy, P. L. N.; Phoenix, S. L.: Composite Overwrap Pressure Vessels: Mechanics and Stress Rupture Lifting Philosophy. In: Nasa Center for AeroSpace Information, Nasa/TM-2009-215683, 2009.
- [96] Arafath, A. R. A.; Vaziri, R.: Closed-Form Solution for Process-Induced Stresses and Deformation of a Composite Part Cured on a Solid Tool: Part I – Flat Geometries. In: Composites Part A: Applied Science and Manufacturing, No. 39, 2008, pp. 1106–1117.
- [97] Arafath, A. R. A.; Vaziri, R.; Poursartip, A.: Closed-Form Solutions for Process-Induced Stresses and Deformations of Flat and Curved Composite Parts, 6. Canadian International Composites Conference (CANCOM), Winnipeg, August 2007.
- [98] Vlot, A.; Gunnink, J. W.: Fibre Metal Laminates, An Introduction, Dordrecht: Springer Niederlande, 2001.
- [99] Schulz, M.: Ein Beitrag zur Modellierung des Zeitstandverhaltens von Faserverbundwerkstoffen im Hinblick auf die Anwendung an Hochdruckspeichern, Dissertation, Technische Universität Berlin, 2013.
- [100] Müller, M. J.: Handbuch ausgewählter Klimastationen der Erde, 5. Auflage, Trier: Universität Trier, 1996.
- [101] Kalb, M.; Noll, H.: Klimadaten für Europa – Teil I: Nord-, West- und Mitteleuropa, Offenbach am Main: Selbstverlag des Deutschen Wetterdienstes, 1980.
- [102] Hartung, J.; Epelt, B.; Klösener, K.-H.: Statistik: Lehr- und Handbuch der angewandten Statistik, 14. Auflage, München: Wissenschaftsverlag Oldenbourg, 2005.
- [103] Voss, M.: Wasserstoffauto im Alltagstest, online verfügbar unter: [http://www.focus.de/auto/news/fahrbericht-wasserstoffauto-im-alltagstest\\_aid\\_482126.html](http://www.focus.de/auto/news/fahrbericht-wasserstoffauto-im-alltagstest_aid_482126.html), zuletzt aktualisiert am 12.03.2015.

- [104] Grundstein, A.: Im Auto herrscht schnell tödliche Hitze. In: ÄrzteZeitung, <http://www.aerztezeitung.de>, 08.07.2010.
- [105] Ludwig, H.: Flashover-Firefighters, online verfügbar unter: <http://home.teleosweb.de/hludwig/html/flashover.html>, zuletzt aktualisiert am 15.03.2015.
- [106] Deierling, S.: Atemschutzgeräte, online verfügbar unter: [http://ff-ehralessien.de/lehmaterial/atemschutz/lu\\_atemschutz\\_atemschutzgeraete.htm](http://ff-ehralessien.de/lehmaterial/atemschutz/lu_atemschutz_atemschutzgeraete.htm), zuletzt aktualisiert am 12.03.2015.
- [107] Feuerwehr-Dienstvorschrift FwDV 7 „Atemschutz“, Ausschuss Feuerwehrangelegenheiten, Katastrophenschutz und zivile Verteidigung (AFKzV), Stuttgart: Kohlhammer Verlag, 08.2004.
- [108] Starke, H.; Neske, M.: Anforderungen und Prüfmethode für die Persönlichen Schutzausrüstungen der Feuerwehreinsatzkräfte im Brandeinsatz unter besonderer Berücksichtigung des Atemschutzes, Teilschritt 2. In: Brandschutzforschung der Bundesländer, Forschungsbericht Nr. 168, Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Heyrothsberge, 2013.
- [109] Starke, H.; Neske, M.: Untersuchung von nicht fabrikneuen Atemschutzausrüstungen der Feuerwehren. In: Brandschutzforschung der Bundesländer, Forschungsbericht Nr. 179, Institut der Feuerwehr Sachsen-Anhalt, Heyrothsberge, 2014
- [110] Neske, M.: Experimentelle Untersuchungen und theoretische Modellierung zu den Auswirkungen von Wärmeexposition auf Pressluftatmer, Vollmasken und Lungenautomaten, Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik, 2015.
- [111] Stielow, M.; Thermische Beanspruchung der Persönlichen Schutzausrüstung während der Heißgasausbildung, Präsentation des Vortrags auf dem 2. Internationalen Symposium „Feuerwehrtraining“ , Dortmund, 2007
- [112] Stielow, M.; Hoischen, U.; Lottermann, J.: Thermische Beanspruchung der Persönlichen Schutzausrüstung während der Heißgasausbildung. In: Brandschutz - Deutsche Feuerwehr-Zeitung, Nr. 4 S. 265 – 272, W. Kohlhammer Verlag, 2008;
- [113] Knorr, K.-H: Atemschutz, Rotes Heft 15, 14. Auflage, Stuttgart: Kohlhammer Verlag, 2008.
- [114] Gabler, W.: Arbeit, Sauerstoffverbrauch und Atemluftverbrauch, Atemschutzlexikon.de, online verfügbar unter: <http://www.atemschutzlexikon.de/lexikon/s/sauerstoff/sauerstoff-zusatzinformation>, zuletzt aktualisiert am 12.03.2015.
- [115] Hausen, H.: Der Thomson-Joule-Effekt und die Zustandsgrößen der Luft bei Drücken bis zu 200 at und Temperaturen zwischen +10° und -175° C, Forschungsarbeiten auf dem Gebiete des Ingenieurwesens, Heft 274, Berlin: Springer Verlag, 1926.
- [116] Heitsch, M.; Benaouer, A.; Poggi, P.; Carcassi, M.: Simulation of the Fast Filling of Hydrogen Tanks, Proceedings of the 3rd International Conference on Hydrogen Safety (ICHS 3), Ajaccio (Korsika), September 2009.
- [117] Barral, K.; Pregassame, P.; Barth, F.: Hydrogen Refueling Stations: Filling Control Protocols Development, Proceedings of the 16th World Hydrogen Energy Conference, Lyon, 13-16 June 2006.
- [118] Barral, K.: Thermal Effects related to H2 Fast Filling in High Pressure Vessels depending on Vessel Types and Filling Procedures: Modelling, Trials and Studies, European Energy Conference (EEC), Grenoble, September 2003.

- [119] Pregassame, P.; Barral, K.: Operation feedback of hydrogen filling station, Hydrogen and Fuel Cells 2004 Conference and Trade Show, Toronto, reference number 37066847, September 2004.
- [120] Dicken, C. J. B.; Merida, W.: Measured effects of filling time and initial mass on the temperature distribution within a hydrogen cylinder during refuelling. In: Journal of Power Sources, No. 165, 2007, pp. 324–336.
- [121] Galassi, M. C.; Acosta, B.; Baraldi, D.; Bonato, C.; Harskamp, F.; Frischauf, N.; Moretto, P.: Onboard Compressed Hydrogen Storage: Fast Filling Experiments and Simulations. In: Energy Procedia, No. 29, 2012, pp. 192–200.
- [122] Galassi, M. C.; Baraldi, D.; Iborra, B. A.; Moretto, P.: CFD analysis of fast filling scenarios for 70 MPa hydrogen type IV tanks. In: International Journal of Hydrogen Energy, No. 37, 2012, pp. 6886–6892.
- [123] Cebolla, R. O.; Acosta, B.; Moretto, P.; Frischauf, N.; Harskamp, F.: Hydrogen tank first filling experiments at the JRC-IET GasTeF facility. In: International Journal of Hydrogen Energy, 2013, S. 1–7.
- [124] Will, M.: Numerische und experimentelle Untersuchungen an Atemluftflaschen aus Faserverbundwerkstoffen zur Entwicklung und Validierung eines CFD-Modells mit ANSYS, Masterarbeit, Technische Universität Berlin, April 2013.
- [125] DIN EN 12021:1999, Atemschutzgeräte - Druckluft für Atemschutzgeräte; DIN Deutsches Institut für Normung, Berlin: Beuth Verlag, Januar 1999.
- [126] Haberle, T.: Thermomechanik werkstoffhybrider, faserverstärkter Schichtverbunde und Bauteile bei tiefen Temperaturen, Dissertation, Technischen Universität München, Fakultät Maschinenwesen, 2001.
- [127] Grigull, U.; Bach, J.; Sandner, H.: Näherungslösungen der nichtstationären Wärmeleitung. In: Forschung im Ingenieurwesen, Nr. 1, 1966, S. 11–18.
- [128] Mair, G. W.; Scherer, F.: Statistische Bewertung von Prüfergebnissen zur Restfestigkeitsbetrachtung von Composite-Druckgefäßen. In: Technische Sicherheit, Nr. 3, 2013, S. 41–49.
- [129] Mair, G. W.; Scherer, F.; Schönfelder, T.; Scholz, I.: Die Restfestigkeit von Atemluftflaschen am Lebensende – Einstieg in die Betrachtungen an einem Beispiel. In: Technische Sicherheit, Nr. 4, 2014, S. 32–41.
- [130] Tomioka, J. I.; Kiguchi, K.; Tamura, Y.; Mitsuishi, H.: Influence of temperature on the fatigue strength of compressed-hydrogen tanks for vehicles. In: International Journal of Hydrogen Energy, No. 36, 2011, pp. 2513–2519.
- [131] Hong, J. H.; Han, M. G.; Chang, S. H.: Safety evaluation of 70 MPa-capacity type III hydrogen pressure vessel considering material degradation of composites due to temperature rise. In: Composite Structures, No. 113, 2014, pp. 127–133.
- [132] Szabo, I.: Höhere technische Mechanik, 2. Auflage, Berlin, Göttingen, Heidelberg: Springer Verlag, 1958.
- [133] Tsai, S. W.: Composites Design, 3. edition, Dayton, Paris, Tokyo: Think Composites Verlag, 1987.
- [134] Girkmann, K.: Flächentragwerke, Einführung in die Elastostatik der Scheiben, Platten, Schalen und Faltwerke, 6. Auflage, Wien: Springer Verlag, 1963.
- [135] Schürmann, H.: Zur Erhöhung der Belastbarkeit von Bauteilen aus Faser-Kunststoff-Verbunden durch gezielt eingebrachte Eigenspannungen, Fortschritt-Berichte VDI Reihe 1 Nr. 170, Düsseldorf: VDI Verlag, 1989.



- [136] Mair, G. W.; Hoffmann, M.; Scherer, F.; Schoppa, A.; Szczepaniak, M.: Slow burst testing of samples as a method for quantification of composite cylinder degradation. In: International Journal of Hydrogen Energy, No. 39, 2014, pp. 20522–20530.
- [137] Holzmann, G.; Altenbach, H.; Dreyer, H. J.; Faiss, H.; Meyer, H.; Schumpich, G.: Festigkeitslehre, Mit 15 Tabellen, 104 Aufgaben und 135 Beispielen mit Lösungen, 9. überarbeitete Auflage, Wiesbaden: Teubner Verlag, 2006.
- [138] Emde, T.: Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrates und der Temperatur; Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Maschinenwesen, 2008.
- [139] Rörup, J.: Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit von geschweißten Schiffskonstruktionen, Dissertation, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2003.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 1:	Struktur der Arbeit.....	5
Abb. 2:	Anwendungsbereiche von Typ-III-Hybridbehältern.....	6
Abb. 3:	Gesetzliche Regelungen für die Zulassung von Typ-III-Hybridbehältern für den Gastransport, Automotivbereich und Atemluftflasche.....	10
Abb. 4:	Prüfaufbau der Wärmestrahlungsprüfung für das komplette Atemschutzgerät gemäß DIN EN 137.....	17
Abb. 5:	Prüftemperaturbereiche für Typ-III-Hybridbehälter im Rahmen ausgewählter Zulassungsprüfungen.....	17
Abb. 6:	Expositionszeiten ausgewählter Temperaturprüfungen.....	18
Abb. 7:	Einfluss des Radiusverhältnisses auf den Umfangsspannungsverlauf über der Koordinate in Wandstärkenrichtung.....	25
Abb. 8:	Einfluss des Radiusverhältnisses auf den Längsspannungsverlauf.....	26
Abb. 9:	Bruchmodi des Zwischenfaserbruchs einer UD-Schicht.....	28
Abb. 10:	Bruchkurve für den Zwischenfaserbruch einer UD-Schicht.....	28
Abb. 11:	Zfb-Bruchkörper für die UD-Schicht und deren ebenen Spannungszustand unter zusätzlicher Berücksichtigung des Einflusses von faserparallelen Spannungen.....	29
Abb. 12:	Bauteilbelastungen und Werkstoffbeanspruchungen im Typ-III-Hybridbehälter.....	35
Abb. 13:	Trailerfahrzeug zur Beförderung von Wasserstoff.....	36
Abb. 14:	Klimaauswertung für Europa.....	37
Abb. 15:	PKW mit Wasserstoffantrieb.....	38
Abb. 16:	Einsatzkraft der Feuerwehr im Brandeinsatz.....	39
Abb. 17:	Atemschutzgerät der Feuerwehr mit Anschlussbezeichnungen.....	39
Abb. 18:	Umgebungstemperaturen bei der Brandbekämpfung.....	41
Abb. 19:	Druckverlauf bei der Brandbekämpfung.....	43
Abb. 20:	Temperaturentwicklung in einer Atemluftflasche bei einem zehn - minütigen Füllvorgang mit Atemluft.....	44
Abb. 21:	Innentemperatur der Atemluftflasche bei einem zehnminütigen Befüllvorgang.....	45
Abb. 22:	Druckverlauf der Atemluftflasche bei einem zehnminütigen Befüllvorgang.....	46
Abb. 23:	Temperaturentwicklung in einer Atemluftflasche bei einem 15-minütigen Entleerungsvorgang.....	47
Abb. 24:	Temperaturentwicklung in einer Atemluftflasche bei einem Entleerungsvorgang innerhalb 15 Minuten.....	48

Abb. 25:	Typ-III-Atemluftflasche der Berliner Feuerwehr.....	49
Abb. 26:	Schematischer Schichtaufbau der Typ-III-Atemluftflasche.....	49
Abb. 27:	Diagramm zur Darstellung der Temperaturverläufe in der Atemluftflasche.....	50
Abb. 28:	Rechenansätze zur Bestimmung der Materialtemperaturen einer Typ-III-Atemluftflasche.....	51
Abb. 29:	Fehlerabschätzung des linearen Ansatzes zur Berechnung des Erwärmungsverhaltens während der Brandbekämpfung.....	52
Abb. 30:	Anordnung der Temperatursensoren in der Typ-III-Atemluftflasche.....	53
Abb. 31:	Randbedingungen der analytischen Näherungslösung für den Typ-III- Hybridbehälter.....	54
Abb. 32:	Materialerwärmung der Typ-III-Atemluftflasche bei unterem Temperatur- bereich der Brandbekämpfung (130 °C), Vergleich Rechenlösung und Versuchsdaten.....	55
Abb. 33:	Materialerwärmung der Typ-III-Atemluftflasche bei oberem Temperatur- bereich der Brandbekämpfung (250 °C), Vergleich Rechenlösung und Versuchsdaten.....	56
Abb. 34:	Materialabkühlung der Typ-III-Atemluftflasche bei einem Entleerungs- vorgang in 15 Minuten.....	57
Abb. 35:	Materialerwärmung der Typ-III-Atemluftflasche bei einem Füllvorgang in 10 Minuten.....	58
Abb. 36:	Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (130 °C) und mittlerer Belastung des Atemschutz- geräteträgers .....	59
Abb. 37:	Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (130 °C) und hoher Belastung des Atemschutz- geräteträgers .....	60
Abb. 38:	Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (250 °C) und mittlerer Belastung des Atemschutz- geräteträgers .....	60
Abb. 39:	Linearisierter Temperaturverlauf der Typ-III-Atemluftflasche bei der Brandbekämpfung (250 °C) und hoher Belastung.....	61
Abb. 40:	Belastungsprofile des Typ-III-Hybridbehälters in der Kategorie thermische Langzeitbelastung.....	62
Abb. 41:	Belastungsprofil des Typ-III-Hybridbehälters für den Füllvorgang und Atemlufteinsatz.....	63

Abb. 42:	Belastungsprofil der Brandbekämpfung bei mittlerer körperlicher Belastung des Atemschutzgeräteträgers.....	64
Abb. 43:	Belastungsprofil der Brandbekämpfung bei hoher körperlicher Belastung des Atemschutzgeräteträgers.....	65
Abb. 44:	Speicher- und Verlustmodul ( $E'$ , $E''$ ) der Harzmatrix der Typ-III-Atemluftflasche.....	66
Abb. 45:	Schematische Darstellung zur Eigenspannungsmessung.....	67
Abb. 46:	Freischnitt an der Typ-III-Atemluftflasche mit Anordnung der DMS .....	68
Abb. 47:	Verzerrungszustand des Aluminium-Liners nach Freischnitt .....	68
Abb. 48:	Auswertung von 50 Bersttests im Gaußschen Wahrscheinlichkeitsnetz....	70
Abb. 49:	Separate Auswertung von Haupt- und Ausreißergruppe der 50 Bersttests.....	71
Abb. 50:	Auswertung von 40 Lastwechseltests im Gaußschen Log-Wahrscheinlichkeitsnetz.....	72
Abb. 51:	Separate Auswertung von Haupt- und Ausreißergruppe der 40 Lastwechseltests.....	72
Abb. 52:	Strukturmechanische Betrachtung des Hybridbehälters und Ausrichtung der Koordinatensysteme.....	76
Abb. 53:	Kräfte am Werkstoff Volumenelement.....	77
Abb. 54:	Temperaturabhängiger E-Modul des Harzes der Typ-III Atemluftflasche.....	80
Abb. 55:	Ausgleichsfunktion für den Ausdehnungskoeffizienten des Epoxidharzsystems (Bakelite EPR L 1100 Bakelite EPH 161).....	83
Abb. 56:	Modellvorstellung für den resultierenden Eigenspannungszustand aus dem Wickelprozess.....	85
Abb. 57:	Schematische Darstellung der lokalen Verzerrung einer Verzerrungsrichtung und der resultierenden Verzerrungsdifferenz. Oben: Verzerrung der fest verbundenen Schichten. Unten: thermisches Verhalten der freibeweglichen Einzelschichten.....	88
Abb. 58:	Schematische Darstellung des Ansatzes der Minimalschädigung, Verlust der Faservorspannung.....	90
Abb. 59:	Temperaturabhängiger Abminderungsfaktor $\psi$ .....	92
Abb. 60:	Flussdiagramm und Module des Hybridbehältermodells.....	95
Abb. 61:	Umgebungstemperaturen und Expositionszeiten ausgewählter Anwendungsbereiche.....	97
Abb. 62:	Materialtemperatur einer Typ-III-Atemluftflasche nach 10 Minuten unter Umgebungstemperaturen der Brandbekämpfung.....	99

Abb. 63:	Materialtemperatur einer Typ-III-Atemluftflasche nach 10 Minuten unter Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung.....	100
Abb. 64:	Materialtemperaturen und Expositionszeiten von Typ-III-Hybridbehältern in ausgewählten Anwendungsbereichen.....	101
Abb. 65:	Gegenüberstellung der Materialtemperaturen ausgewählter Anwendungsbereiche und Temperaturbereiche der zugehörigen Zulassungsprüfungen.....	102
Abb. 66:	Gegenüberstellung der Expositionszeiten ausgewählter Anwendungsbereiche und der zugehörigen Zulassungsprüfungen.....	103
Abb. 67:	Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners bei statischer Prüfung.....	106
Abb. 68:	Faserbruchanstrengung und Vergleichsspannung im Typ-III-Hybridbehälter bei statischer Prüfung.....	107
Abb. 69:	Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners während eines Betriebszyklus.....	109
Abb. 70:	Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners während eines Prüfzyklus.....	110
Abb. 71:	Auswirkungen der Belastungszyklen auf die ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners im Haigh-Diagramm.....	111
Abb. 72:	Verlauf der Umfangsspannung im Faserverbundwerkstoff und Liner bei oberem Temperaturniveau der Brandbekämpfung (250 °C).....	113
Abb. 73:	Abb. 73: Verlauf der Umfangsspannung in Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (linearer Ansatz, 130 °C).....	116
Abb. 74:	Abb. 74: Verlauf der Umfangsspannung in Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (linearer Ansatz, 250 °C).....	116
Abb. 75:	Verlauf der Umfangsspannung in Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C) und mittlerer Belastung des Atemschutzgeräteträgers; Auswirkungen einer thermischen Schädigung.....	118
Abb. 76:	Verlauf der Umfangsspannung im Faserverbundwerkstoff und Liner bei Einsatzbedingungen der Brandbekämpfung (250 °C) und hoher Belastung des Atemschutzgeräteträgers; Auswirkungen einer thermischen Schädigung.....	118

Abb. 77:	Spannungsverteilung in Umfangsrichtung des Faserverbundwerkstoffs und Liners während eines Betriebszyklus im Atemlufteinsatz und bei der Brandbekämpfung.....	120
Abb. 78:	Auswirkungen thermischer Betriebslasten auf die ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners im Haigh-Diagramm.....	121
Abb. 79:	Erwärmungsverhalten der Typ-III-Atemluftflasche in Abhängigkeit der Strahlungsexposition und Expositionszeit.....	123
Abb. 80:	Berstdruckverlust einer Typ-III-Atemluftflasche durch thermische Schädigungsansätze im Vergleich zu Haupt- und Nebengruppe der 50 Bersttests.....	126
Abb. 81:	Verlauf der ertragbaren Lastwechselzahlen des Liners in Abhängigkeit von den Schädigungsansätzen.....	127
Abb. 82:	Ertragbare Lastwechselzahlen von Haupt- und Nebengruppe der Lastwechselversuche.....	129
Abb. 83:	Degradationsfeld der Lastwechselergebnisse im Vergleich zu den Schädigungsansätzen.....	130
Abb. A1:	Thermisches Belastungsprofil für den Feuerwehreinsatz.....	143

## Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Prüfdetails für den Lastwechseltest bei Umgebungstemperaturen.....	11
Tabelle 2: Prüfdetails für den Bersttest bei Umgebungstemperaturen.....	12
Tabelle 3: Prüfdetails für den Bersttest bei Extremtemperaturen.....	13
Tabelle 4: Prüfdetails für den Lastwechseltest bei Extremtemperaturen.....	14
Tabelle 5: Prüfdetails PSA für Beständigkeit gegen Wärmestrahlung.....	16
Tabelle 6: Umfangsspannungen in Faserverbundwerkstoff und Liner unter Einsatz- bedingungen der Brandbekämpfung .....	117
Tabelle 7: Umfangsspannungen in Faserverbundwerkstoff und Liner unter Einsatz- bedingungen der Brandbekämpfung, Auswirkungen der Maximal- schädigung .....	118
Tabelle 8: Umfangsspannungen in Faserverbundwerkstoff und Liner unter Einsatz- bedingungen der Brandbekämpfung, Auswirkungen der Maximal- schädigung .....	119
Tabelle E1: Analytischer Zusammenhang des Wickelprozesses mit Faser- vorspannung ohne Berücksichtigung des Harzes, da dieses noch nicht ausgehärtet ist.....	147
Tabelle E2: Analytischer Zusammenhang des Aufheizzustandes im Temper- prozess ohne Berücksichtigung des Harzes, da dieses noch nicht ausgehärtet ist.....	148
Tabelle E3: Analytischer Zusammenhang des Wickelprozesses mit Faser- vorspannung ohne Berücksichtigung des Harzes, da dieses noch nicht ausgehärtet ist.....	149